

# Beitrag zum Verständnis der Zerspanung nachgiebiger Strukturen aus kohlefaserver- stärkten Kunststoffen: Charakterisierung, Modellierung und Bewertung instationärer Bohrprozesse

Von der Fakultät für Maschinenbau  
an der Technischen Universität Ilmenau  
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

zur  
Erlangung des akademischen Grades  
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

vorgelegt von  
M. Eng. Fabian Lissek  
aus Bermatingen

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. J. P. Bergmann
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. W. Hintze
3. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. M. Kaufeld

Tag der Einreichung: 06. Mai 2020

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 30. November 2020

URN: urn:nbn:de:gbv:ilm1-2020000653



# Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Werkstoffprüfung (IFW) der Technischen Hochschule Ulm (THU) und als Promotionsstudent der Fakultät Maschinenbau im Fachgebiet Fertigungstechnik an der TU Ilmenau.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann danke ich an dieser Stelle besonders für das entgegengebrachte Interesse an meinem Forschungsvorhaben, die Durchsicht der Arbeit und für die fachlichen Anregungen und Diskussionen bezüglich der selbigen. Die Übernahme des Hauptreferats hat die Umsetzung der Arbeit erst möglich gemacht.

Mein herzlichster Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Kaufeld für die außerordentliche Unterstützung und fachlich hervorragende Betreuung, die zahlreichen und intensiven Diskussionen auch zu später Stunde sowie ein stets offenes Ohr in allen Belangen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze danke ich für die Übernahme der Gutachtertätigkeit sowie die hilfreichen Anregungen zur Fertigstellung der Arbeit. Außerdem möchte ich an dieser Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Bös für die Durchsicht der Arbeit danken.

Ich bedanke mich zu dem bei allen Kollegen des IFW, den involvierten Studenten und Absolventen der THU sowie den Mitarbeitern des Zentrums für angewandte Forschung Spantec-light, welche in jeglicher Art und Weise zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. An dieser Stelle seien Frau M. Eng. Philine Schellhorn sowie die Herren Prof. Dr.-Ing. Andreas Häger, M. Eng. Christian Blersch, M. Eng. Martin Kunze, B. Eng. Felix Reck sowie B. Eng. Michael Lipple stellvertretend genannt. Die großartige Zusammenarbeit, die zahlreichen Fachgespräche und jede einzelne Hilfestellung hat mich stets einen Schritt vorangebracht.

Zu guter Letzt sei meinen Eltern von ganzem Herzen gedankt, für Ihre fortwährende Unterstützung und die Ermöglichung meines Werdegangs, sowie meiner Partnerin Alexandra für Geduld und Verständnis während meiner gesamten Promotionszeit.

## Kurzfassung

Die Forschungsarbeit zielt darauf ab einen Beitrag zum besseren Verständnis der Zerspanungsmechanismen nachgiebiger CFK-Strukturen zu leisten. Dies geschieht unter Berücksichtigung der Werkzeuggeometrie, des Werkzeugverschleißes sowie den spannsituationsspezifischen Einflussfaktoren. Es wird insbesondere die spanende Bearbeitung von endkonturnahen 3-dimensionalen Bauteilen adressiert, welche aktuell mit komplexen Spannsystemen realisiert werden muss. Im Gegensatz zur industriellen Praxis sieht der Forschungsansatz vor, eine gewisse Werkstücknachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle zuzulassen, welche eine ausreichende Bearbeitungsqualität gewährleisten kann. Dadurch schafft die Abhandlung eine Grundlage zur Auslegung und Optimierung von Spannsystemen. Durch die Reduktion der Komplexität von Spannsystemen können Kosten eingespart werden. Gleichzeitig verringert sich damit auch der Platzbedarf zur Lagerung der Spannsysteme.

Obwohl sich ein Großteil der Arbeit mit elementaren Grundlagen der Zerspanung von nachgiebigen CFK-Strukturen befasst, ist der Fokus der Untersuchungen der angewandten Forschung zuzuordnen. Diesbezüglich werden als Zerspanungsmaterial CFK-Laminat aus dem luftfahrttypischen Prepreg HexPly® M21/T800S verwendet, welche mit VHM-Stufenbohrergeometrien nach aktuellem Industriestandard bearbeitet werden. Im experimentellen Teil erfolgt eine messtechnische Analyse der Werkstückkinematik relativ zur Werkzeugbewegung und in Abhängigkeit von der lokalen Werkstücknachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition. Dabei steht die zeitliche Entwicklung des Spanungsquerschnittes und der Vorschubwerte des Bearbeitungsprozesses im Vordergrund. Diese werden hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Austrittsdelamination bewertet. Werkzeugseitig werden dabei die Schneidkantenverrundung von 10 µm bis 50 µm sowie der Spitzenwinkel der Hauptschneiden zwischen 70° und 130° variiert. Die Erkenntnisse der Quantifizierung der Zerspanungsmechanismen gehen Hand in Hand mit der Neuentwicklung dreier unterschiedlicher Simulationsmodelle. Diese bilden die Entstehung von Maßabweichungen der Bohrungskontur, den zeitabhängigen Prozesskraftverlauf sowie die initiale Schädigungsentstehung beim Werkzeugaustritt aus dem CFK-Laminat nach.



# Abstract

The aim of this thesis is to improve the understanding of the machining mechanisms in flexible CFRP structures. This is done by considering the tool geometry, the tool wear and the clamping conditions for the work piece. Basically, this will address the machining of near-net-shape 3-dimensional components. Currently, for the machining of these structures very complex clamping systems are used in the industry. In contrast to daily practice, the scientific approach allows some workpiece flexibility at the machining point, which can still guarantee adequate machining quality. Thus, the thesis establishes a basis for designing and optimizing clamping systems. By reducing the complexity of clamping systems in general, costs can be saved. At the same time the space required for storing the clamping systems is reduced.

Even though a big part of the work deals with elementary fundamentals of the machining of flexible CFRP structures, the overall focus of the investigations can be assigned to the field of applied research. For this purpose, CFRP laminates made of the aviation grade prepreg HexPly® M21/T800S are used as cutting material. The machining is done with solid carbide step drill geometries according to current industry standards. In the experimental part, a metrological analysis of the workpiece kinematics is performed in relation to the tool movement. Here, the decisive factor is the local workpiece flexibility at the machining position. For the analysis, the focus is on the time dependent development of the chip cross section and the feed values of the machining process. Both parameters are evaluated regarding their effects on the push out delamination when the drill exits the bottom layer of the laminate. Regarding the drilling tool, the radius of the main cutting edges is varied from 10  $\mu\text{m}$  up to 50  $\mu\text{m}$  and the point angle is defined between 70° and 130°. The findings of the experimental quantification of the cutting mechanisms go hand in hand with the development of three different simulation models. These models simulate the development of dimensional deviations of the bore contour, the time-dependent cutting force progression during the drilling process and the initiation of delamination when the drilling tool emerges from the flexible CFRP laminate.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungen .....</b>	<b>III</b>
<b>Formelzeichen.....</b>	<b>IV</b>
<b>1 Einleitung und Motivation .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Erkenntnisse .....</b>	<b>3</b>
2.1 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK).....	3
2.2 Grundlegende Zerspanungsmechanismem und Bohrbearbeitung von CFK.....	12
2.3 Modellierungsansätze für Bohrprozesse in FKV .....	26
2.4 Schnittkraftmodelle auf Basis des Spanungsquerschnittes.....	32
2.5 Zerspanung von nachgiebigen FKV-Strukturen.....	44
<b>3 Erläuterung des Forschungsansatzes .....</b>	<b>51</b>
3.1 Ableitung der Zielsetzung aus dem Stand der Technik .....	51
3.2 Strategische Vorgehensweise .....	52
<b>4 Versuchsaufbau, Messeinrichtungen und Versuchsmaterialien .....</b>	<b>56</b>
4.1 Experimentelle Vorgehensweise und Versuchssystematik.....	56
4.2 Bohrwerkzeuge und Werkstoffbeschreibung.....	60
4.3 Analysemethoden und Messeinrichtungen .....	62
<b>5 Experimentelle Charakterisierung der Bohrbearbeitung nachgiebiger CFK-Strukturen.....</b>	<b>66</b>
5.1 Grundlegende Betrachtungen des instationären Bohrprozesses mit einem Stufenbohrer.....	66
5.2 Frequenzanalyse des instationären Bohrprozesses mit einem Stufenbohrer.....	82
5.3 Bohrungsqualität und Maßabweichungen in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit .....	88
5.4 Erweiterte Analyse von Einflussfaktoren auf den instationären Bohrprozess .....	109
5.5 Ableitung der Anforderungen an die Prozesssimulation .....	116

<b>6 Zeitabhängige Simulation des instationären Bohrprozesses</b>	
<b>bei variablem Spanungsquerschnitt .....</b>	<b>118</b>
6.1 Inkrementelles Phasenmodell des Bohrprozesses.....	118
6.2 Berücksichtigung des Verschleißes im Schnittkraftmodell .....	126
6.3 Ermittlung der verfahrensbezogenen spezifischen Schnittkräfte .....	130
6.4 Generelle Anwendung und Bewertung des Modellansatzes.....	134
6.5 Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des zeitabhängigen Schnittkraftmodells .....	145
<b>7 FEM-Simulation des Werkzeugaustrittes beim instationären</b>	
<b>Bohrprozess .....</b>	<b>154</b>
7.1 Vereinfachung des instationären Bohrprozesses für die FEM-Simulation.....	155
7.2 Lagenspezifische Spannungsanalyse der Lastumverteilung .....	164
<b>8 Zusammenfassung.....</b>	<b>175</b>
<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>181</b>

## Abkürzungen

<i><b>Abkürzung</b></i>	<i><b>Bedeutung</b></i>
(I)RF	(inverser) Reservefaktor
CER	engl.: cutting edge rounding
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	klassische Laminattheorie (engl.: classical laminate theory)
DEM	Diskrete-Elemente-Methode
DLO	Decklagenorientierung
DLP	engl.: digital light processing
ED	Einschaltdauer
Fb	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	engl.: fast fourier transformation
FKV	Faserkunststoffverbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
Hs	Hauptschneide
HT	engl.: high tenacity
IIR	engl.: infinite impulse response
IM	engl.: intermediate modulus
KMG	Koordinatenmessgerät
MD	multidirektional
MSV	Mehrschichtenverbund
PKD	Polykristalliner Diamant
PTFE	Polytetrafluorethylen
PVC	Polyvinylchlorid
QIL	quasi-isotropes Laminat
Qs	Querschneide
S1	Dauerbetrieb
STFT	engl.: short time fourier transformation
UD	unidirektional
VHM	Vollhartmetall
WzP	Werkzeugposition
Zfb	Zwischenfaserbruch

# Formelzeichen

## a. Lateinische Formelzeichen

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
$h_{sp,min}$	mm	Mindestspandicke
$A_{del}$	mm <sup>2</sup>	Delaminierte (Schädigungs-)fläche
$A_{nom}$	mm <sup>2</sup>	nominelle Fläche der Bohrung
$D_{del}$	mm	maximaler Durchmesser der Delamination
$D_{nom}$	mm	nomineller Durchmesser der Bohrung
$F_D$	mm	Faserdurchmesser
$F_L$	mm	Faserlänge
$F_a$	%	flächenbezogener Delaminationsfaktor
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_d$	%	durchmesserbezogener Delaminationsfaktor
$F_{da}$	%	kombinierter Delaminationsfaktor
$F_z, F_A, F_T, F_f$	N	Vorschubkraft
$G_{IC}$	J/m <sup>2</sup>	(kritische) Energiefreisetzungsrate im Bruchmodus 1
$L_{KMG}$	mm	Messlänge des Koordinatenmessgeräts
$M_z$	Nm	(Zerspanungs-)drehmoment
$a_p$	mm	radiale Schnitttiefe
$f_n$	Hz	Drehfrequenz der Antriebsspindel
$f_z$	mm	Vorschub pro Zahn
$f_z$	Hz	Zahneingriffsfrequenz
$k_i$	N/mm <sup>2</sup>	spez. Kraft
$k_{i1.1}$	N/mm <sup>2</sup>	Hauptwert der spez. Kraft
$m_i$	-	Anstiegswert der spez. Kraft
$r_\beta$	µm	Schneidkantenradius
$s_V$	mm	Vorspannungsweg einer Balkenprobe
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_f$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
$h$	mm	Spandicke, proj. Werkzeuglänge, Höhenkoordinate
$h, H, t$	mm	Materialdicken
$A$	mm <sup>2</sup>	(Querschnitts-)fläche, Spanungsquerschnitt

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
$A$	mm ; m/s <sup>2</sup>	Amplitude
$A, B$	-	Korrekturfaktoren der spez. Kraft
$E$	GPa	Elastizitätsmodul
$F$	N	Kraftkomponente
$G$	GPa	Schubmodul
$I$	mm <sup>4</sup>	Widerstandsmoment
$L$	mm	Werkzeuglängen
$M$	Nmm	Platten(biege-)steifigkeit
$P$	mm	Hilfsvariable
$U$	J	potentielle Energie
$a$	mm	Risslänge
$b$	mm	Spanbreite
$d, D$	mm	Werkzeugdurchmesser
$f$	mm/U	Vorschub pro Umdrehung
$f$	Hz	Frequenz
$l$	mm	Auskraglänge eines Balkens
$n$	-	Anzahl
$n$	U/min	Drehzahl
$r, R, b, c$	mm	Werkzeugradius
$s, w$	mm	Verformung
$t$	s	Zeit
$w$	mm	Querschneidenlänge
$x$	mm	Bearbeitungsposition, Konturkoordinate

**b. Griechische Formelzeichen**

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Benennung</i>
$\gamma_{eff}$	°	effektiver Spanwinkel
$\sigma_t$	MPa	Zugfestigkeit
$\alpha$	°	Frei-, Biege oder Steigungswinkel
$\beta$	°	Keilwinkel
$\gamma$	°	Schub- oder Spanwinkel
$\delta$	µm/N	Nachgiebigkeit
$\varepsilon$	%	Dehnung
$\theta$	°	Fasertrennwinkel
$\kappa$	°	Einstellwinkel
$\lambda$	-	Eigenfrequenzkonstante
$\nu$	-	Querkontraktionszahl
$\xi$	-	Radiusverhältnis
$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma$	MPa	Normalspannung
$\sigma$	°	Spitzenwinkel
$\tau$	MPa	Schubspannung
$\omega$	Hz	Kreisfrequenz
$\vartheta$	-	Dämpfungsgrad
$\phi$	°	Faserorientierungswinkel



**c. Indizes**

<i>Index</i>	<i>Größen</i>	<i>Bedeutung</i>
0	$s, h, x$	Grund- oder Ursprungswert
0 bis 8	$x, P, r_\beta, t$	Nummerierung: Berechnungsschritte, Bohrungen, Werkzeugzustände, Prozessphasen und Hilfsvariablen
1, 2, 3	$\sigma, \tau$	Orstkoordinate lokales Koordinatensystem
70°, 85°, 100°, 130°	$\sigma$	Spitzenwinkelbezeichnungen
<i>Anschnitt, Vollbohren, Austritt, konst.</i>	$a_p$	Phasenunterteilung im Bohrprozess
$c$	$F, k_i, m_i$	Schnittkraftkomponente
$f$	$F, k_i, m_i$	Vorschubkraftkomponente
$Hs, Hs1, Hs2, Stufe$	$L$	Zuordnung der Werkzeugabschnitte
$krit.$	$F_A, F_t$	Kritischer Wert
$links, rechts$	$x$	Verweise auf linke oder rechte Bohrungskontur
$min, max, mittel$	$F, M, f, f_t, r, v_f$	Minimum, Maximum, Mittelwert
$Qs, Hs$	$F$	Geometriezuordnung des Werkzeuges
$relativ, real$	$f_z, v_f$	Tatsächlich vorherrschender Wert
$x, y, z$	$F, M, \sigma, \tau$	Ortskoordinate globales Koordinatensystem

**d. Zusatzzeichen**

<i>Zeichen</i>	<i>Größen</i>	<i>Bedeutung</i>
$\Delta$	$F, x, t, M$	Abweichung, Veränderung, Verlust
—	$F, x, t, M$	Mittelwert, Effektivwert



# 1 Einleitung und Motivation

Aufgrund des günstigen Verhältnisses von Festigkeit und Steifigkeit zur geringen Dichte haben kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) ein großes Potential in Leichtbauanwendungen inne. Des Weiteren bringt deren Anwendung eine gute Korrosionsbeständigkeit, ein hohes Energieaufnahmevermögen und die Möglichkeit einer lastoptimierten Konstruktionsweise mit sich [1–4]. Eindrucksvolle Beispiele für den Einsatz des Werkstoffes sind der seit 2014 in Serie gefertigte Airbus A350 mit einem CFK-Anteil von 53 % [5] sowie die CFK-Fahrgastzelle des BMW i3. Im Jahr 2016 lag der globale CFK-Bedarf bei 101 Tsd. Tonnen mit einer zukünftig prognostizierten Wachstumsrate von 10-13 % pro Jahr. Die Luftfahrt-, Verteidigungs-, Energie- und Automobilindustrie gelten hierbei als die wesentlichen Innovations- und Wachstumstreiber im Bereich der kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffe [6]. Zusätzlich tragen die europäischen Verordnungen zur Reduzierung des CO<sub>2</sub>-Ausstoßes, die Energiewende und der Trend zum Ökostrom zu einem steigenden Bedarf an CFK in diesen Industriezweigen bei. Die Substitution der klassischen Konstruktionswerkstoffe durch Faserverbundwerkstoffe gilt hierbei als eine Schlüsseltechnologie zur Erreichung dieser Ziele [6].

Die endkonturnahe Fertigung ist charakteristisch für Strukturbauteile aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK). Nichtsdestotrotz ist eine spanende Bearbeitung vor der Endmontage dieser Komponenten nicht zu vermeiden. Der konventionelle Bohrprozess besitzt hier nach wie vor einen besonderen Stellenwert, da dieser das Fügen der Bauteile mittels Niet- und Schraubverbindungen ermöglicht. Als Beispiel ist der Rumpf eines Verkehrsflugzeuges anzuführen, in welchen bis zur finalen Fertigstellung mehrere zehntausend Bohrungen eingebracht werden [7, 8]. Da trennende Bearbeitungsschritte die Werkstoffeigenschaften von FVK bestenfalls erhalten können, ist eine zusätzliche Bauteilschwächung durch bearbeitungsinduzierte Schädigung zu vermeiden. Gleichzeitig bewegt sich der Wert der Bauteile in der Endmontage der Luftfahrt je nach Montageschritt zwischen 50.000 und 2.000.000 Euro. Aus diesem Grund werden in diesem Industriezweig höchste Qualitätsanforderungen angesetzt [3, 9].

Aufgrund des inneren Aufbaus von Verbundwerkstoffen gestaltet sich die spanende Bearbeitung von CFK besonders herausfordernd und kostenintensiv. Gründe hierfür sind das abrasive Verhalten der Fasern sowie die Entstehung von Delamination an den Decklagen. Diese sind hinsichtlich ihrer negativen Beeinflussung der Werkstückperformance [10] und der Erschwerung der Endmontage besonders kritisch. Zur Vermeidung der genannten Effekte werden in der Zerspanung von FKV verschiedene Werkstückspanntechniken und Maschinenkonzepte eingesetzt.

Bohrungen an der Außenhaut und den Flügeln werden mit Portalmaschinen oder Robotern gebohrt, wohingegen bei unzugänglichen Bohrpositionen mit Bohrvorschubeinheiten oder Handbohrmaschinen gearbeitet wird [9]. Die Aufspannung von großen, flächigen Bauteilen erfordert dabei einen hohen Platzbedarf bei der Fertigung der Werkstücke sowie der Lagerung der Spannsysteme. Ziel ist es immer die Klemmkraft nah an der Bearbeitungsstelle einzuleiten und gleichzeitig geringe Auskragungen der Werkstücke zu gewährleisten [11]. Für komplexe dreidimensionale Geometrien bei gleichzeitig geringen Stückzahlen sind die erforderlichen Spezialanfertigungen einzelner Spannvorrichtungen äußerst kostenintensiv und verringern somit die Ertragskraft [12]. Der Einsatz von lokalen Spannern kann diesbezüglich nur geringfügig entgegen wirken, da dadurch Störkanten und weitere Restarbeiten entstehen [11]. Insgesamt entsteht dadurch Handlungsbedarf zur Optimierung der Spann- und Prozesstechnik im Bereich der CFK-Zerspanung.

Die Forschungsarbeit befasst sich daher mit der experimentellen Erfassung und der simulativen Abbildung der Bohrbearbeitung nachgiebiger CFK-Strukturen unter Berücksichtigung spannsituations- und prozessspezifischer Einflussfaktoren. Dies schafft die Grundlage zu einer neuartigen Auslegung und Optimierung von Spannsystemen in der CFK-Zerspanung. Unter Berücksichtigung der zuvor genannten Aspekte werden nachfolgende Schwerpunkte für eine umfassende Quantifizierung der Zerspanungsmechanismen in nachgiebigen CFK-Strukturen berücksichtigt:

- Analyse der Werkstück-Werkzeug-Kinematik im Vergleich zur konventionellen Bohrbearbeitung
- Einfluss der Werkzeuggeometrie und des Werkzeugverschleißes auf den Bearbeitungsprozess nachgiebiger Werkstücke
- Bewertung und Analyse von Bearbeitungsschäden sowie der erzielbaren Bearbeitungsqualität
- Ableitung von Maßnahmen zur Prozessoptimierung

Ein Großteil der Abhandlung befasst sich mit den elementaren Grundlagen der Zerspanung von nachgiebigen CFK-Strukturen. Nichtsdestotrotz lässt sich die Arbeit der angewandten Forschung zuordnen. Es werden diesbezüglich ausschließlich luftfahrttypische CFK-Lamine als Zerspanungsmaterial verwendet. Des Weiteren werden diese mit VHM-Stufenbohrergeometrien nach aktuellem Industriestandard bearbeitet. Die Bearbeitungsparameter werden dementsprechend praxisnah definiert.

## 2 Grundlagen und Stand der Erkenntnisse

Wie sich in der Gesamtbetrachtung der Dissertationsschrift zeigen wird, handelt es sich bei der vorliegenden Arbeit um eine detaillierte Charakterisierung eines speziellen Zerspanungsprozesses nach unterschiedlichen praktischen und theoretischen Gesichtspunkten. Neben der Darstellung des aktuellen Forschungsstandes sollen im Folgenden vor allem die potenziellen Forschungsfelder identifiziert werden, welche als Ausgangspunkt für neue und weiterführende Untersuchungen und Modellansätze im Bereich der Zerspanung von CFK dienen können. In den entsprechenden Abschnitten werden hierfür markante Fakten und Forschungsergebnisse am Kapitelende nochmals gesondert hervorgehoben. Aus diesen werden dann in *Kapitel 3* der Forschungsansatz und die Zielsetzung sowie die damit verbundene strategische Vorgehensweise formuliert.

### 2.1 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK)

#### a. Eigenschaften der Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV)

Es ist allgemein bekannt, dass die Verwendung von Werkstoffen in Faserform die Nutzung von Materialien ermöglicht, welche klassischerweise nicht als Konstruktionswerkstoffe angesehen werden. Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) gehören der Werkstoffklasse der Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) an und bestehen aus hochfesten Kohlenstofffasern welche in einer Polymermatrix eingebettet sind. Entsprechend der unterschiedlichen Eigenschaften der einzelnen Komponenten übernehmen die Verstärkungsfasern und der ausgehärtete Kunststoff unterschiedliche Aufgaben im Verbund und erreichen synergetisch verbesserte Eigenschaften gegenüber den Einzelwerkstoffen. Infolgedessen zeichnet sich CFK durch eine hohe Festigkeit und Steifigkeit bei gleichzeitig geringem Gewicht aus. [1–3, 13]

Fasern aus Kohlenstoff verfügen im Durchschnitt über einen Durchmesser von 5–9  $\mu\text{m}$  und sind maßgeblich für die Aufnahme der Lasten sowie für die Festigkeit im CFK verantwortlich. Aufgrund ihres geringen Durchmessers profitieren Kohlenstofffasern stärker vom Größeneffekt als andere Fasertypen. Die statistische Wahrscheinlichkeit einer Fehlstelle in einer Faser ist aufgrund des geringeren Volumens bei gleichbleibender Länge vergleichsweise gering. Gleichzeitig verringert sich die Größe festigkeitsreduzierender Fehlstellen und damit deren Wirksamkeit als Ursache eines Sprödbruchs. Diesbezüglich wurde mehrfach nachgewiesen, dass ein geringerer Faserdurchmesser in einer Zunahme der mechanischen Festigkeit resultiert. Kohlenstofffasern zeigen bei Belastung eine geringe elastische Dehnung im niedrigen einstelligen Prozentbereich und reißen nahezu ohne plastische Deformation. [1, 4, 14]

Weiterhin verringert sich mit abnehmendem Faserdurchmesser die Biegefestigkeit der Faser. Dadurch verbessert sich die Drapierbarkeit und es können Bauteile mit kleineren Krümmungsradien gefertigt werden. Um der Kohlenstofffaser ihre hochfesten und hochsteifen Eigenschaften zu verleihen, ist ein kontinuierliches Netzwerk starker Bindungen notwendig, da diese ausschlaggebend für die mechanischen Kennwerte sind. In der Grafitebene sind diese durch starke kovalente Bindungen in hexagonaler Anordnung gegeben. Theoretisch könnte unter Vernachlässigung von vorhandenen Defekten ein E-Modul von  $1.050.000 \text{ N/mm}^2$  und eine Festigkeit von  $100.000 \text{ N/mm}^2$  im Grafit-Einkristall erreicht werden. Orthogonal zur Schichtrichtung herrschen schwache Van-der-Waal'sche Kräfte, woraus hochgradig anisotrope Eigenschaften der Kohlenstofffaser an sich resultieren. Dadurch ermöglicht eine eindimensionale Belastung der Faser in der Schichtebene die größte Gewichtsreduktion im Verbund. Orthogonal zur Faserrichtung ist die Festigkeit zumeist geringer als jene des reinen Matrixwerkstoffes. [1, 2, 4]

In der Praxis existieren unterschiedliche Faserklassen, welche anhand der Faserfestigkeiten und der Steifigkeiten unterschieden werden. Im Zuge dieser Arbeit wird eine IM-Faser verwendet (engl.: intermediate modulus), welche bei hoher Festigkeit einen höheren E-Modul aufweist als die HT-Standardfasern (engl.: high tenacity). Diesbezüglich kann nach *Schürmann* ein um 27 % höherer E-Modul und eine um 22 % höhere Zugfestigkeit für IM-Fasern angegeben werden. Bei einer Dichte von  $1,8 \text{ g/cm}^3$  liegen die Nennwerte der tatsächlich verwendeten Faser Torayca® T800S für den E-Modul bei  $294.000 \text{ N/mm}^2$  und für die Zugfestigkeit bei  $5.880 \text{ N/mm}^2$  in Faserrichtung [15]. Zur Weiterverarbeitung der einzelnen Faserfilamente werden diese in Faserbündel zusammengefasst (engl.: rovings), welche zur besseren Handhabung leicht verdreht werden können. Handelsüblich sind Faserbündelgrößen von 1k bis 24k, wobei k für 1.000 Filamente steht. [2, 14]

Das Matrixsystem fixiert die Fasern in ihrer Position, schützt den Werkstoff vor Umwelteinflüssen und leitet die Kraft bei Faserbrüchen in die umliegenden Fasern. Durch die Fixierung ermöglicht die Matrix eine schubsteife Verbindung zwischen den Fasern und somit neben Belastbarkeit mittels Zug- und Druckkräften auch die Beaufschlagung von Biegemomenten. Im Gegensatz zur spröden Faser verbessert die elastische Matrix die Zähigkeit des Verbundes, indem sie durch Deformation Energie absorbieren kann. Ausgehend von einer duroplastischen Matrix ist der CFK-Verbund weitgehend chemisch inert, thermisch stabil, unschmelzbar, biokompatibel, durchlässig für Röntgenstrahlen und aufgrund der Kohlenstofffasern richtungsabhängig elektrisch leitend. [1, 2, 13]

Thermoplastische Verbundwerkstoffe erreichen selten die Steifigkeit sowie Wärmeform- und Chemikalienbeständigkeit der Duroplaste. Insbesondere Epoxidharze (EP) sind für die Verwendung mit hochwertigen Kohlenstofffasern prädestiniert und werden in dieser Kombination häufig eingesetzt [1, 2, 13]. So ist auch das nachfolgend verwendete warm-aushärtende Harzsystem HexPly® M21 grundsätzlich dieser Harzklasse zuzuordnen. Allerdings handelt es sich hierbei um ein modifiziertes Harz-Härter-System, welches zur Zähigkeitssteigerung zusätzliche thermoplastische Bestandteile enthält.

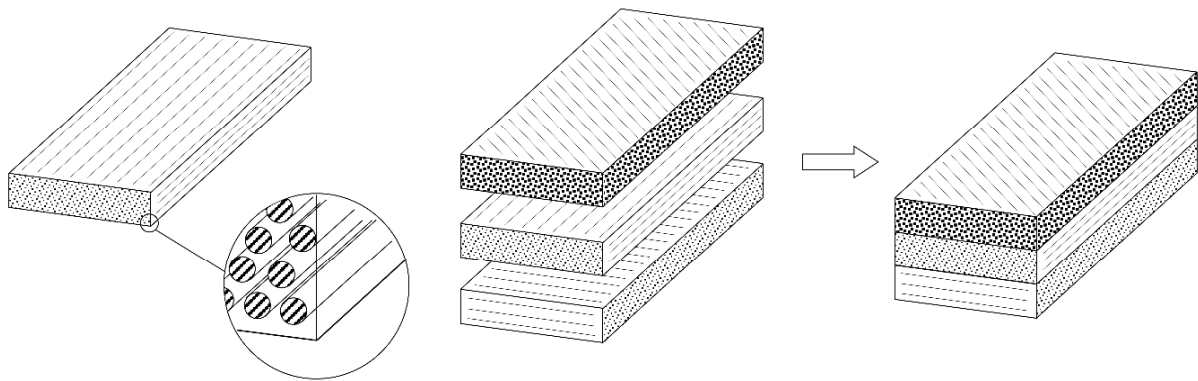
Aufgrund des speziellen Aufbaus des FKV geht mit den unterschiedlichen Eigenschaften der Einzelkomponenten ein anisotropes Verhalten des Verbundes mit einher. Durch gezieltes Ausnutzen dieser anisotropen Eigenschaften erfolgt die Bauteilauslegung so, dass eine Minimierung der Strukturmasse unter Berücksichtigung der Belastungsrichtung ermöglicht wird [16]. Im Bereich der Strukturbauteile für den Flugzeugbau kommen meist endlosfaserverstärkte Kunststoffe zum Einsatz. Diese können entweder als unidirektionales (UD) oder multidirektionales (MD) Gelege sowie als MD-Gewebe verarbeitet werden. Im Falle der Gelege wird üblicherweise die MD-Variante gewählt und die Faserorientierung der Einzellagen wird entsprechend der erwarteten Richtung der Lasteinleitung definiert. Gewebe weisen im Gegensatz zu den Gelegen aufgrund der Faserondulation um 10-40 % geringere Festigkeiten und E-Moduln auf. [1, 3, 17]

Die mögliche Gewichtsersparnis gegenüber metallischen Werkstoffen variiert mit der Art der Bauteilbelastung. Im Vergleich zu Aluminium zeigt CFK eine hervorragende Ermüdungsresistenz [1]. Ein einzelner Faserriss erzeugt keine mit Metallen vergleichbare Kerbwirkung und damit ein Versagen ganzer Bauteile. Allerdings sind bei CFK mechanische Schädigungen aufgrund einer schlagartigen Belastung mit bloßem Auge nicht oder nur schwer zu erkennen. Brüche und Schichtentrennung können innerhalb des Werkstoff- und Lagenverbundes entstehen. Die Analyse eines Bauteils nach einer Schlagbeanspruchung erfordert daher den Einsatz zerstörungsfreier Werkstoffprüfung, wie etwa Ultraschall.

Der Verbundwerkstoff sollte für eine hohe Festigkeit einen möglichst hohen Faseranteil haben. Dieser ist aufgrund der runden Form der Fasern auf etwa 65 Vol.-% des Gesamtvolumens limitiert. Eine gute Anbindung des Matrixsystems an die Faser ist für die Festigkeit des Werkstoffes entscheidend. Hierzu werden in vielen Fällen vorimprägnierte Verstärkungsmaterialien verwendet, welche als Prepregs (engl.: preimpregnated fibers) bezeichnet werden. Die Verwendung von Prepregs ermöglicht eine getrennte Durchführung des komplexen Tränkungs Vorgangs der Faser und des Formungsprozesses des Verbundbauteils. [1, 2, 13]

Bei der Verwendung von Epoxidharzen, welche ein exaktes stöchiometrisches Verhältnis ihrer Einzelkomponenten zur Aushärtung erfordern, kommt dieser Vorteil besonders zum Zuge. In den meisten Fällen werden Prepregs in Kombination mit Press- und Autoklavverfahren zur Formteilherstellung verwendet und gewährleisten dabei eine präzise Ausrichtung der Fasern [1–3, 6, 13]. So erfolgte auch im Rahmen dieser Arbeit die Fertigung der CFK-Proben unter Anwendung der beiden genannten Einzelkomponenten in Form vorimprägnierter Fasermatten.

Zur Herstellung eines Bauteils werden die Prepregs passend zugeschnitten und mit den gewünschten Faserorientierungen aufeinandergelegt (siehe *Bild 2-1*). Die Autoklavtechnik bringt hohe Fixkosten mit sich, ermöglicht aber die Herstellung qualitativ hochwertiger Teile unter reproduzierbaren Fertigungsbedingungen. Die drapierten Prepregs werden hierbei unter Beaufschlagung von Über- und Unterdruck in Form gebracht und durch definierte Aufheiz- und Abkühlzyklen ausgehärtet. Das Verfahren wird hauptsächlich in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt. Obwohl einige Produktionsprozesse auf serienproduktionsgeeignete Injektionsverfahren umgestellt worden sind, ist aufgrund der Qualitätsanforderungen die Verwendung von Prepregs im Autoklav nach wie vor Stand der Technik [1, 2]. Die Fertigung der Verbundbauteile erfolgt stets endkonturnah, erfordert aber nichtsdestotrotz eine spanende Nachbearbeitung [12, 18].



**Bild 2-1** Aufbau eines multidirektionalen CFK-Werkstoffes aus unidirektionalen Einzelschichten nach Schürmann [2].

Trotz der hervorragenden Eigenschaften von FKV unter idealen Fertigungsbedingungen muss berücksichtigt werden, dass die Nutzung dieser Werkstoffe in wissenschaftlichen Arbeiten, ungeachtet des Forschungsbereichs, grundsätzlich mit einer erhöhten Streuung der Messdaten im Vergleich zu isotropen Materialien verbunden ist. Hauptursache ist hierbei der komplexe Herstellungsprozess der Lamine. Nach aktuellem Stand ist dieser in vielen Bereichen noch nicht automatisierbar und bringt gleichzeitig eine Vielzahl an Einflussparametern mit sich.

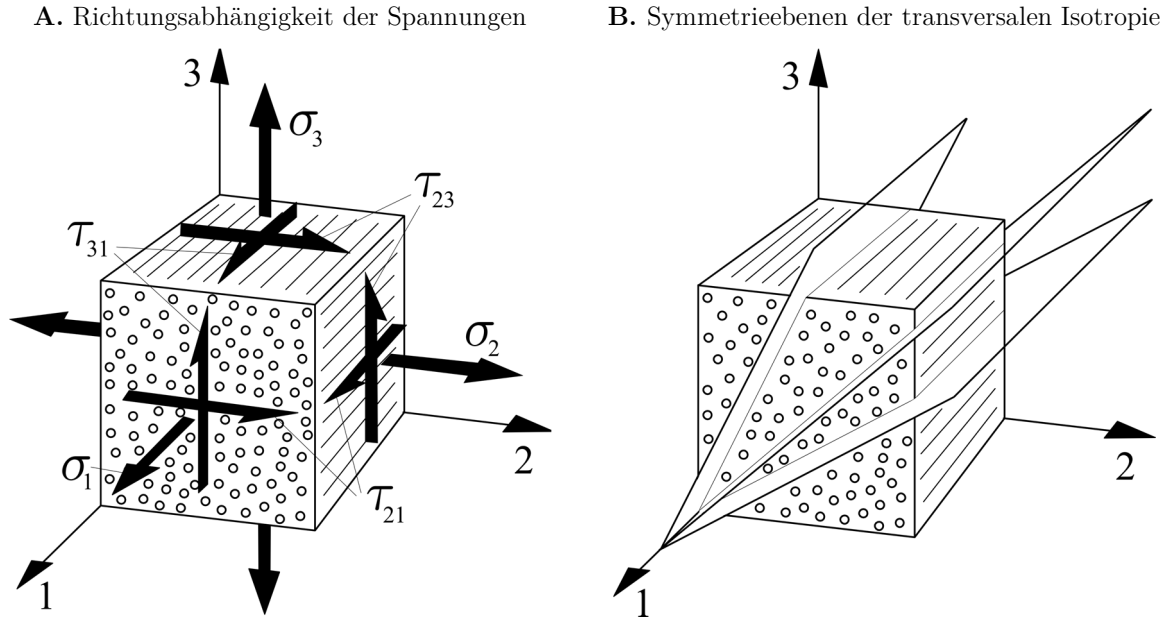


So wurden die Lamine im Rahmen dieser Untersuchungen beispielsweise von Hand laminiert. Trotz der Verwendung von Prepregs können Abweichungen der Faserorientierungen in den Einzellagen die Folge sein. Des Weiteren gelten Poren in der Herstellung von polymeren Verbundwerkstoffen als praktisch unvermeidbar [19]. Insbesondere die Prozessparameter bei der Druck- und Temperaturführung oder aber unzureichender Unterdruck bei der Verwendung von Vakuumsäcken in der Autoklavtechnik können die Porenbildung begünstigen. Auch kondensierte Feuchtigkeit auf der Oberfläche von Prepregs und Dampfbildung während der Aushärtung können ursächlich sein [19–21]. Diesbezüglich ist der integrale Porenvolumenanteil ggf. nicht aussagekräftig, da Größe, Form und Verteilung das Zerspanungsergebnis lokal beeinflussen können.

Nach *Liu & Chen* ist insbesondere der Aushärtedruck für das Ausmaß der Restporosität ausschlaggebend. Darüber hinaus kann diese auch durch den Lagenaufbau beeinflusst sein [19]. Durch Abweichungen im Aushärtedruck und die Verwendung von Vakuumsäcken bei der Autoklavtechnik können außerdem Unregelmäßigkeiten in der Materialdicke entstehen, was insbesondere zu Streuungen in der lokalen Nachgiebigkeit führt. Gleichzeitig verschlechtern Poren allem voran die Eigenschaften der Polymermatrix, was nach *Olivier et al.* [22] zu einer kontinuierlichen Abnahme der Querkzugfestigkeit mit ansteigendem Porenanteil führt. Dies ist vor allem für Belastungen in Laminatdickenrichtungen durch die Bohrbearbeitung kritisch. Damit gestalten sich experimentelle Zerspanungsversuchsreihen mit CFK deutlich umfangreicher als mit Metallwerkstoffen, wobei sich die resultierenden Streuungen trotz erhöhter Bohrungszahl nicht vermeiden lassen.

## **b. Werkstoffmechanische Definitionen und Begrifflichkeiten**

Die stark ausgeprägte Anisotropie aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffkomponenten und der gerichteten Fasern stellt die charakteristischste Abweichung der Werkstoffeigenschaften von FKV im Vergleich zu isotropen Materialien dar. In der theoretischen Analyse der Wechselwirkungen zwischen Zerspanungsprozess und Werkstückbelastung werden im Rahmen dieser Arbeit die Auswirkungen der Zerspanungskräfte auf die Einzellagen im Laminat betrachtet. Um der Anisotropie des Werkstoffes Rechnung zu tragen, müssen diese Untersuchungen richtungsabhängig durchgeführt werden. Zum besseren Verständnis sollen an dieser Stelle die wichtigsten Definitionen und Begrifflichkeiten für die Werkstoffmechanik von FKV zusammengefasst werden. Schwerpunkt ist dabei das elastische Verhalten der UD-Einzellage sowie das grundsätzliche Versagensverhalten des Werkstoffs.



**Bild 2-2** Richtungsabhängigkeiten für das Elastizitätsgesetz eines UD-Volumenelements. Darstellung der **A.** Spannungen in einer UD-Schicht und der **B.** Symmetrieebenen für den Fall der transversalen Isotropie [2].

Die Richtungsabhängigkeiten für das Elastizitätsgesetz der UD-Schicht sind gemäß *Bild 2-2 A* in einem kartesischen (lokalen) Faserkoordinatensystem definiert. Die Indizierung der drei Normal ( $\sigma$ )- und sechs Schubspannungen ( $\tau$ ) orientieren sich jeweils an der Faserorientierung im Volumenelement. Die Hauptrichtung 1 ist dabei faserparallel und die Hauptrichtungen 2 und 3 stehen jeweils orthogonal zur Faserorientierung. Oftmals wird auch die physikalische Indizierung zur Angabe der Hauptrichtungen verwendet ( $1 = \parallel$ , 2 und 3 =  $\perp$ ). Das unidirektionale Volumenelement weist drei orthogonal zueinanderstehende Symmetrieebenen auf (1-2-Ebene, 1-3-Ebene und 2-3-Ebene in *Bild 2-2 A*). Damit erfüllt es das Merkmal der Orthotropie, woraus eine Entkoppelung von Dehnungen und Schiebungen resultiert [23]. Des Weiteren stellt die 2-3-Ebene gleichzeitig eine isotrope Ebene senkrecht zur Faserrichtung dar. Senkrecht zu dieser Ebene existieren unendlich viele Symmetrieebenen mit gleicher Faserorientierung (beispielhaft sind in *Bild 2-2 B* drei Einzelebenen dargestellt). Damit entspricht das Volumenelement einem Sonderfall der Orthotropie und ist als transversal isotrop anzusehen. Das räumliche Elastizitätsgesetz dieses Sonderfalls ist in *Gleichung (2.1)* in Matrixschreibweise dargestellt, wobei in den Konstanten der Nachgiebigkeitsmatrix jeweils die richtungsabhängige Querkontraktion berücksichtigt wird. [1, 2, 24]

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{21}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

Aufgrund der symmetrischen Zusammenhänge kann das räumliche Elastizitätsgesetz des transversal-isotropen UD-Volumenelements (als Plattenelement) mit fünf unabhängigen Grundelastizitätsgrößen beschrieben werden (E-Moduln:  $E_1$  und  $E_2$ , Schubmodul:  $G_{21}$ , Querkontraktionszahlen:  $\nu_{21}$  und  $\nu_{23}$ ). Diesbezüglich sind die mathematischen Beziehungen in *Gleichung (2.2)* bis *Gleichung (2.6)* gültig [2].

$$E_2 = E_3 \quad (2.2)$$

$$\frac{E_1}{\nu_{21}} = \frac{E_2}{\nu_{12}} \quad (2.3)$$

$$\nu_{21} = \nu_{31} \quad (2.4)$$

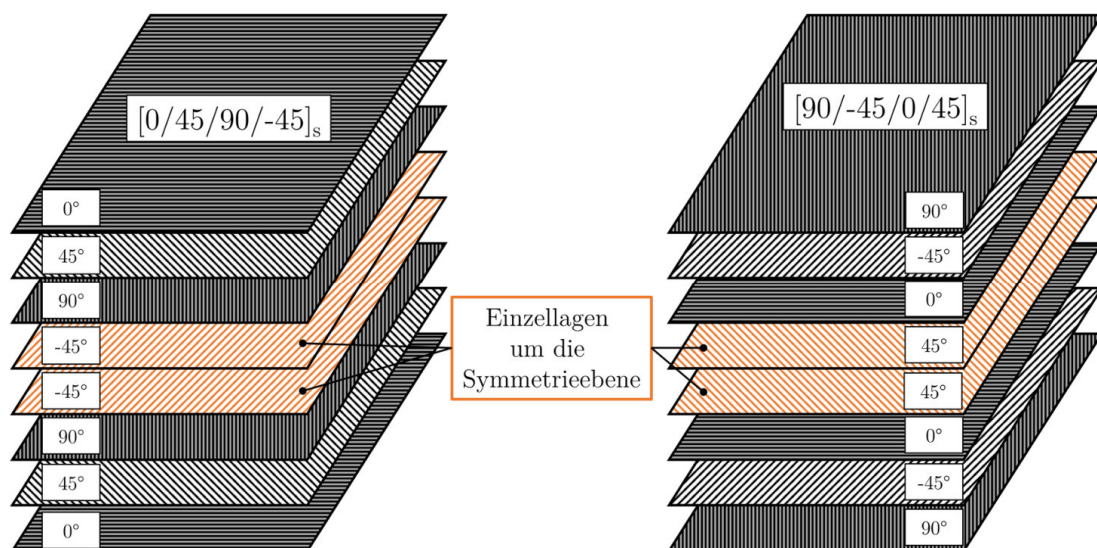
$$G_{21} = G_{31} \quad (2.5)$$

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})} \quad (2.6)$$

Weiterhin ist für Belastungen in der Laminebene (1-2-Ebene) und die damit verbundene Analyse von Spannungen und Verformungen als Scheibenelement die Berücksichtigung von  $\nu_{23}$  nicht notwendig. Folglich würde sich in diesem Fall die Anzahl der erforderlichen Grundelastizitätsgrößen auf vier reduzieren und alle die Dickenrichtung betreffenden Einträge in der Nachgiebigkeitsmatrix entfallen. Um eine Belastbarkeit des Verbundes in mehreren Raumrichtungen zu gewährleisten, werden FKV-Strukturen im Allgemeinen aus Einzellagen mit unterschiedlichen Faserorientierungen aufgebaut. Der somit entstandene Mehrschichtenverbund (MSV) kann mittels der klassischen Laminattheorie (CLT = engl.: classical laminate theory) analysiert werden. Die CLT ermöglicht eine Berechnung der effektiven Ingenieurskonstanten des MSV sowie die Ermittlung von Spannungen und Verzerrungen in den Einzelschichten.

Dabei erfolgt eine Transformation und Überlagerung der Elastizitätsgesetze der UD-Einzelschichten in ein (globales) Laminatkoordinatensystem, welches typischerweise mit lateinischen Buchstaben ( $x, y, z$ ) indiziert wird. [1, 2, 14]

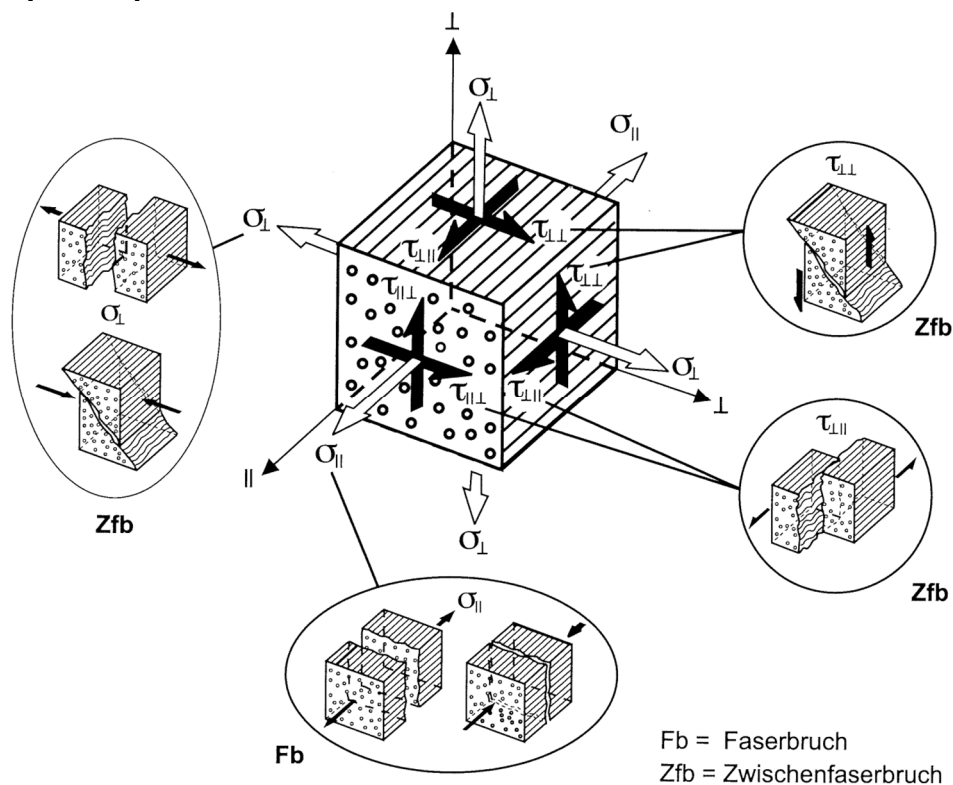
Beim Aufbau eines MSV gibt es unzählige Varianten bezüglich der Abfolge der Faserorientierungen. An dieser Stelle sollen zwei Sonderformen explizit erwähnt werden, da diese im Rahmen der Untersuchungen verwendet werden. Um ein Laminat in der Ebene in alle Richtungen gleichermaßen belasten zu können ist ein quasi-isotroper Schichtaufbau von Vorteil. Das quasi-isotrope Laminat (QIL) ist durch eine unendliche Anzahl an Symmetrieebenen senkrecht zur Laminebene charakterisiert. Unter der Voraussetzung des gleichen Fasertyps und der gleichen Lagendicke jeder Einzellege besitzt das Laminat unter allen Schnittrichtungen in der x-y-Ebene isotrope Eigenschaften, nicht aber in Dickenrichtung. Dieser Laminattyp wird meist als Sonderfall des Flugzeuglaminats ( $0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$ ) mit vier Faserrichtungen realisiert. Es sind aber auch Lamine mit abweichender Anzahl an Faserrichtungen möglich [2]. Eine weitere Sonderform bzgl. der Schichtreihenfolge eines Laminats ist der mittensymmetrische Aufbau des Verbundes. Wird die Lagenabfolge zur x-y-Ebene gespiegelt weist der FKV unter Biegelast eine symmetrische Spannungsverteilung auf. Die neutrale Faser bleibt damit bei halber Materialdicke erhalten und es wird eine maximale Annäherung des Verbundes an einen Biegebalken mit isotropem Werkstoffeigenschaften ermöglicht. Durch die Kombination von QI-Laminaten mit einem mittensymmetrischen MSV-Aufbau können Biege- und Schubkopplungseffekte weitgehend eliminiert werden [23]. Im Versuch wird dadurch die Handhabung, insbesondere für biegebelastete Proben, deutlich erleichtert. *Bild 2-3* veranschaulicht hierzu die Nomenklatur und die typische Schichtabfolge eines mittensymmetrischen QI-Laminats.



**Bild 2-3** Darstellung eines quasi-isotropen, mittensymmetrischen Laminataufbaus.

In den rechteckigen Klammern wird die Abfolge der Faserorientierungen des vierlagigen *Stacks* angegeben. Der Index  $n * s$  gibt an, wie oft der *Stack* aufeinandergeschichtet wird, bis die Spiegelung der Einzellagen zur Symmetrieebene erfolgt. Im dargestellten Fall wurde der Faktor  $n$  nicht berücksichtigt, da beide *Stacks* jeweils nur einmal verwendet werden. Gleichmaßen ist es aufgrund der Eindeutigkeit gängig die Gradzahlen innerhalb der eckigen Klammern zu vernachlässigen.

Um die komplexen mikromechanischen Vorgänge an Einzelfasern und Grenzflächen zu vereinfachen, erfolgt die Betrachtung von Schädigungs- und Bruchvorgängen in FKV zumeist auf Basis homogenisierter Grundelemente. Die Schub- und Normalspannungen werden auf den Gesamtquerschnitt eines UD-Volumenelements übertragen, welches aus Faser und Matrix besteht. Die makromechanische Betrachtungsweise der Spannungen und die grundlegenden Versagensarten des Faserbruchs (Fb) sowie des Zwischenfaserbruchs (Zfb) sind hierzu in *Bild 2-4* veranschaulicht. Faserbrüche entstehen bei sehr hohen Beanspruchungen parallel zur Faser, wobei die Faser quer zur ihrer Längsstreckung oder -stauchung versagt (translaminare Rissausbreitung). Die Ausbreitung des Zwischenfaserbruchs erfolgt interlaminar an der Faser-Matrix-Grenzschicht zwischen den Einzellagen oder intralaminar durch die Matrix innerhalb der Lagen. Das Risswachstum innerhalb der Matrix und an der Matrix-Grenzfläche hat keine Schädigung der Fasern zur Folge. [1, 2, 25]



**Bild 2-4** Unterscheidung der grundlegenden Versagensarten im UD-Volumenelement in Abhängigkeit von der Belastung durch Zug, Druck und Schub [1].

Beide Versagensfälle treten mit Überschreiten der in Spannungsrichtung herrschenden Basis-Festigkeit des Volumenelements auf. Die Ursachen der beiden Versagensphänomene lassen sich eindeutig zuweisen. Fb kann gleichermaßen die Folge von Zug- und Druckbeanspruchung in Faserrichtung sein. Zfb tritt jedoch unter Querkzug und Querkdruck zur Faserorientierung sowie unter Schubbelastung des Grundelements auf. Gemäß der grundlegend geringeren Festigkeit der Matrix im Vergleich zur Faser kann Zfb bei deutlich geringeren Spannungszuständen auftreten. [1, 2]

Aufgrund der variierenden Faserorientierungen in den Einzellagen tritt Versagen normalerweise lokal im MSV auf und nicht schichtübergreifend. Das häufigere Schädigungsphänomen sind dabei Zfb-Risse in überwiegend quer beanspruchten Schichten, deren Einfluss auf die mechanische Belastbarkeit des Verbundes meist zu vernachlässigen ist. Unter Fb ist im Gegensatz dazu ein gleichzeitiges Versagen von ganzen Faserbündeln zu verstehen, was durch eine Spannungsumlagerung nicht kompensiert werden kann. Es führt daher meist zum Totalversagen des Laminats. [1, 2]

Als eine Sonderform des interlaminaren Zfb kann die Delamination angesehen werden, welche aufgrund des hohen Schädigungsausmaßes und der gravierenden Auswirkungen auf das Laminat einen besonderen Stellenwert innehat. Interlaminare Schub- und Normalspannungen an der Grenzfläche bewirken eine großflächige Ablösung von Einzelschichten untereinander, wobei Normalspannungen die kritischere Komponente darstellen. Insbesondere die Bohrbearbeitung ruft entsprechende Spannungszustände durch Querkraftbiegung hervor, deren Folgen an den Decklagen des MSV in *Abschnitt 2.2* gesondert ausgeführt werden. Die resultierenden Querrisse und Zfb sind letztlich häufig die Ausgangspunkte der bohrbearbeitungsinduzierten Delamination bei flächigen CFK-Strukturen. [2]

## **2.2 Grundlegende Zerspanungsmechanismen und Bohrbearbeitung von CFK**

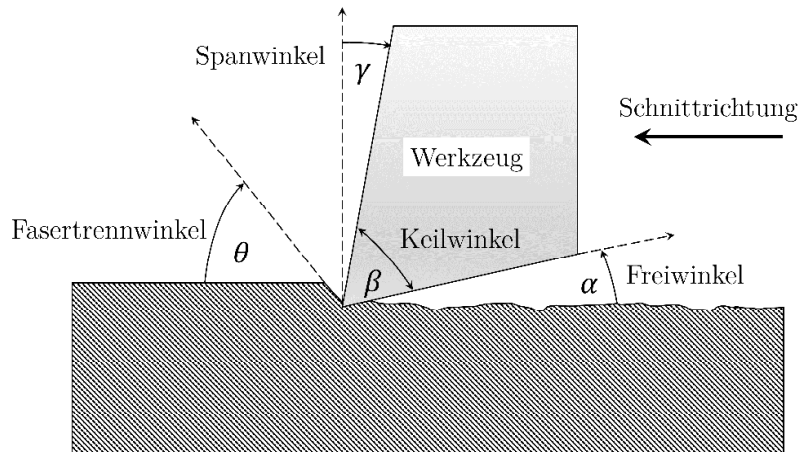
Die Gestaltungsmöglichkeiten im Konstruktionsprozess von Faserverbundstrukturen sind außerordentlich, jedoch müssen die endkonturnahen Bauteile nach dem Verdichtungs- und Aushärteprozess stets nachbearbeitet werden. Besonderes Augenmerk gilt der Herstellung der Maßhaltigkeit durch Besäumen, der Aufbereitung von Oberflächen im Stirnfräsprozess und der Vorbereitung von kraft- sowie formschlüssigen Fügeverbindungen [3, 26–30]. Das Einbringen von Bohrungen in faserverstärkte Kunststoffe ist dabei eine der wichtigsten und gleichzeitig kritischsten Operationen [3, 31, 32].

Der Bearbeitungsprozess findet am Ende der Wertschöpfungskette statt, womit ca. 60 % der Ausschussbauteile auf die spanende Nachbearbeitung entfallen [33]. In diversen Untersuchungen wurden alternative Fertigungsverfahren wie das Laser- und Wasserstrahlbohren, das Bohrschleifen, das Erodieren oder das Orbitalbohren untersucht [3, 26, 27, 30, 34–39]. Allerdings hat die konventionelle Bohrbearbeitung nach wie vor den höchsten Stellenwert insbesondere im Bereich der Luftfahrt [27, 40]. Gründe hierfür sind die hohe Anzahl der Nietverbindungen als Verbindungselemente, die Flexibilität des Verfahrens und die erreichbare Bohrungsqualität im Verbundwerkstoff [9]. CFK stellt aufgrund des inneren heterogenen Aufbaus mit den überdurchschnittlich harten Fasern besondere Ansprüche an die Zerspanungswerkzeuge [3, 27, 39]. Es sind also gerade diejenigen Merkmale, die dem Werkstoff seine hervorragenden Eigenschaften verleihen, welche Herausforderungen bei der spanenden Bearbeitung bieten. Aus der anisotropen Orientierung der Fasern ergibt sich primär die Schwierigkeit, dass diese auf das im Betrieb zu erwartende Lastkollektiv ausgelegt ist, nicht jedoch auf die Belastungen während des Zerspanungsprozesses.

#### **a. Einfluss der Faserorientierung auf den Trennmechanismus**

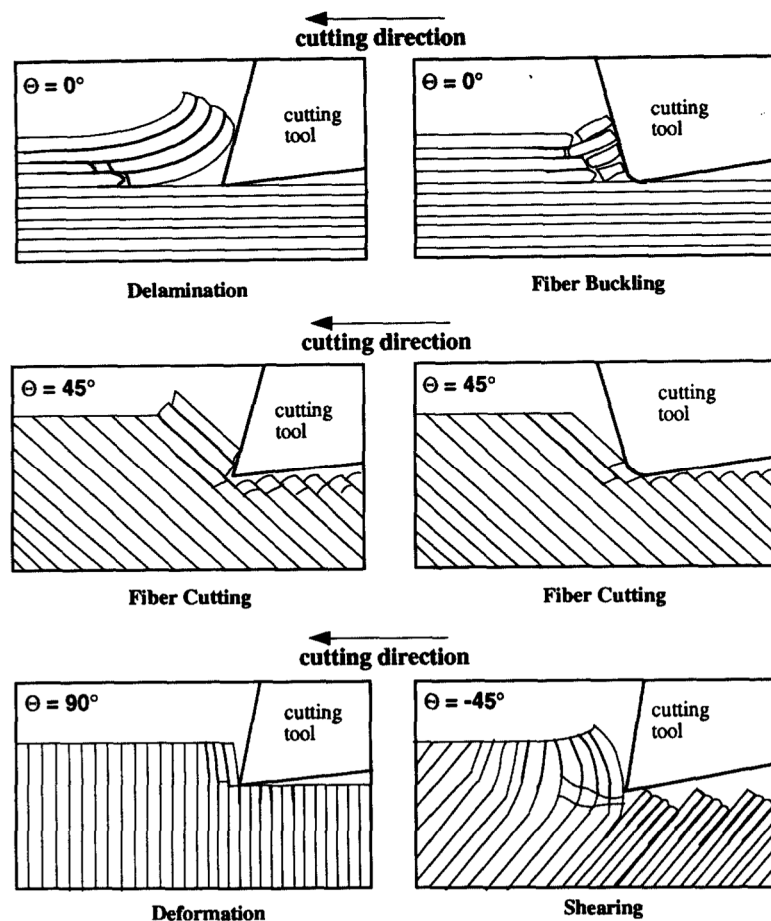
Betrachtet man die Schneidmechanismen im orthogonalen Schnitt eines unidirektionalen CFK-Werkstoffes, zeigen sich in Abhängigkeit von der Faserorientierung unterschiedliche Trennvorgänge. Im Gegensatz zur Metallbearbeitung findet keine definierte Spanbildung und Spanabfuhr über die Spanfläche statt, sondern es ist vor allem ein ausgeprägtes Sprödbbruchverhalten unter Zug-, Druck-, Biege- und Knickbelastung vorherrschend [3, 4, 39]. Die Materialtrennung der Fasern erfolgt daher mit dem Überschreiten der elastischen Dehngrenze. Im Allgemeinen können die Fasern durch die Schneide nicht definiert getrennt werden, da die Schneidkantenverrundung im Normalfall größer ist als der Faserdurchmesser der Kohlenstofffaser [4]. Charakteristisch für den Zerspanungsprozess sind sehr kurze, pulverartige Späne, welche vorrangig durch das Versagen der Faser-Matrix-Grenzschicht entstehen [3, 4, 26].

*Bild 2-5* und *Bild 2-6* zeigen schematisch die Zerspanungsmechanismen bei unterschiedlichen Faserorientierungen unter Annahme einer idealscharfen Schneide. Zur Vereinfachung der Betrachtungsweise wurden von *Hohensee* [41] der Faserorientierungswinkel  $\phi$  sowie der Fasertrennwinkel  $\theta$  eingeführt. Während  $\phi$  den Winkel zwischen der Vorschubrichtung des Werkzeuges und der Faser beschreibt, wird  $\theta$  zwischen der momentanen Schnittrichtung (engl.: cutting direction) und der Faser gemessen.



**Bild 2-5** Veranschaulichung des Fasertrennwinkels  $\theta$  am idealisierten Schneidkeil [42].

Nach Wang *et al.* [43] lassen sich die Trennmechanismen an der Schneide in die Phänomene der Delamination (engl.: delamination), des Faserknickens (engl.: fiber buckling), der Faserscherung (engl.: fiber cutting) sowie der Biege- und Schubbelastung (engl.: deformation, shearing) unterteilen. Gleichzeitig spielt der Spanwinkel  $\gamma$  eine entscheidende Rolle für die Ausprägung des Trennmechanismus.



**Bild 2-6** Schneidmechanismen von unidirektionalem CFK im orthogonalen Schnitt mit scharfer, idealisierter Schneide und in Abhängigkeit vom Fasertrennwinkel  $\theta$  [43].



Bei einem Fasertrennwinkel von  $\theta = 0^\circ$  wird die geringste Trennarbeit an den Fasern verrichtet, da in erster Linie die Festigkeit der Matrix überwunden werden muss. Je nach Spanwinkel können zwei unterschiedliche Spanungsmechanismen auftreten. Positive Spanwinkel initiieren einen Riss, welcher entlang der interlaminaren Schicht voranschreitet und als Grenzflächenbruch bezeichnet werden kann. Die Fasern versagen schließlich aufgrund der resultierenden Biegebeanspruchung, welche durch das Abschälen der Faser über die Spanfläche entsteht. Bruchmechanisch entspricht diese Beanspruchung dem Modus 1. Negative Spanwinkel hingegen bewirken ein Faserknicken durch die hohen Druckspannungen in Faserrichtung. Die Spanbildung wird jedoch auch in diesem Fall durch das Überschreiten der kritischen Dehnungslimits in der biegebelasteten Faser verursacht. [3, 4, 42, 44–47]

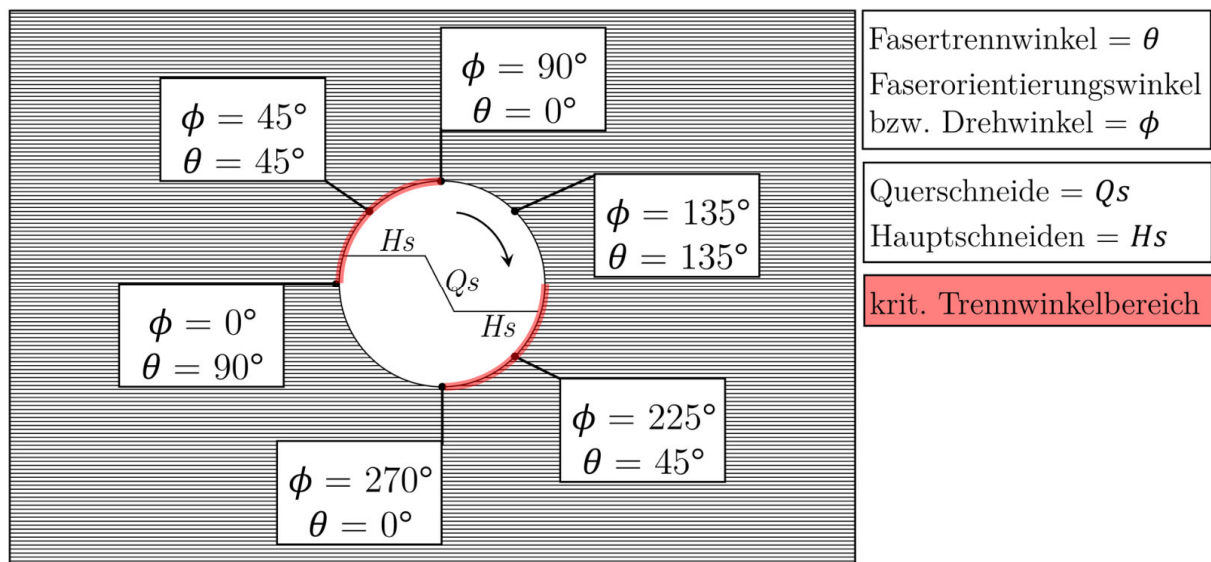
Für Fasertrennwinkel zwischen  $\theta = 0^\circ$  und  $90^\circ$  findet unabhängig vom Spanwinkel eine der Metallzerspanung im weitesten Sinne ähnliche Spanbildung statt. Allerdings bleibt hierbei eine plastische Verformung des Verbundwerkstoffes aus [3]. Durch die hohe Druckbeanspruchung der Faserachse entstehen Risse oder Brüche in der Kohlenstofffaser als direkte Folge des Schneidenkontakts. Weiterhin folgt daraufhin intralaminare Matrixversagen in Faserrichtung, wodurch zusammenhängende Spanpartikel abgeschert werden. Dabei kann eine näherungsweise kontinuierliche Spanbildung vorherrschen sofern die Faserorientierung deutlich kleiner ist als  $90^\circ$ . Mit zunehmender Annäherung an  $\theta = 90^\circ$  entstehen vermehrt kurzbrüchigere Späne. Dabei muss aufgrund der Faserausrichtung die höchste Trennarbeit an den Fasern verrichtet werden. [3, 4, 42, 44–47]

Bei Faserorientierungen im Bereich  $\theta = -45^\circ$  bewirkt die hohe Biegebelastung Sprödbrüche in Faser und Matrix. Diese treten aufgrund der ausgeprägten elastischen Deformationen der Fasern in Form von Delamination und Schubversagen in der Faser-Matrix-Anbindung und Verschiebungen des Materials aus der Schnittebene auf. Dabei entstehen größere, aber nach wie vor diskontinuierliche Späne. [3, 4, 42, 44–47]

Die faserorientierungsabhängigen Zerspanungsmechanismen wurden von verschiedenen Autoren detailliert im Bereich der Umrissbearbeitung und des Besäumens von faserverstärkten Kunststoffen diskutiert [45–49]. Aus der variierenden Spanungskinematik für unterschiedliche Faserorientierungen resultieren versagensspezifische Zerspanungskräfte, Oberflächenbeschaffenheiten und Spanformen welche sich in der Bearbeitungsqualität widerspiegeln [3]. Bei rotierenden Werkzeugen ändert sich der Fasertrennwinkel während des Prozesses je nach Eingriffsbedingungen und Eingriffswinkel.

Daher wurden die Untersuchungen hinsichtlich der erreichbaren Bearbeitungsqualität bei unterschiedlichen Faserorientierungen weiter vorangetrieben. *Hartmann* [45] konnte in seiner Arbeit einen kritischen Fasertrennwinkel von  $90^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$  identifizieren, unter welchem bevorzugt Schädigungsphänomene wie Delamination und Faserüberstand auftreten.

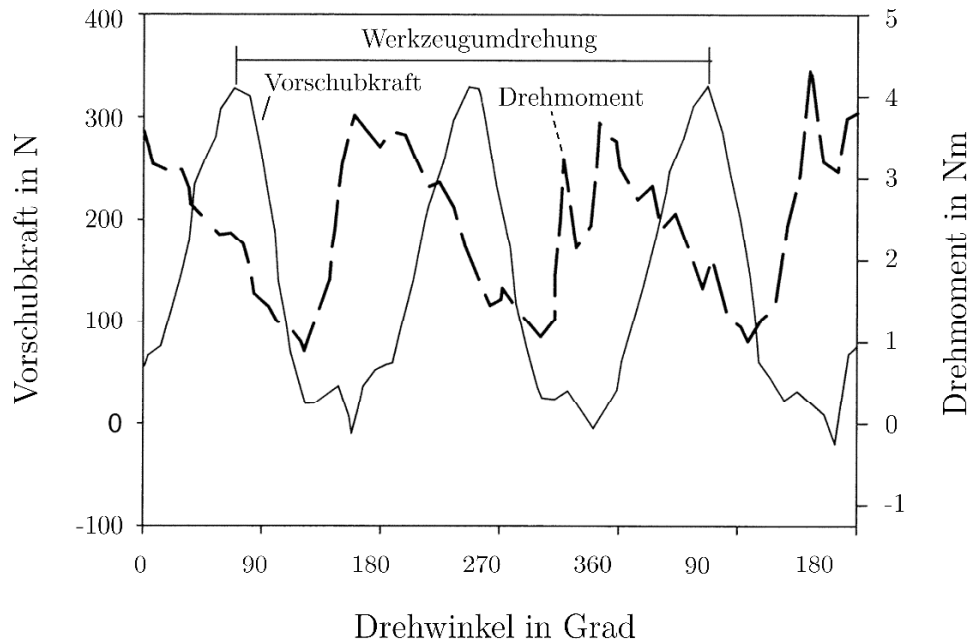
Dieses Trennwinkelmodell kann gleichermaßen auf die Bohrbearbeitung von UD-Laminaten angewandt werden, obwohl hier im Gegensatz zum Fräsprozess eine weitere Kraftkomponente in Laminatdickenrichtung wirkt [45]. *Bild 2-7* zeigt die Reihenfolge der durchlaufenen Winkel während einer Umdrehung. Jeder Winkel wird pro Umdrehung zweimal durchlaufen, wobei aufgrund der Symmetrie eines zweiseitigen Bohrwerkzeugs an beiden Hauptschneiden jeweils der gleiche Fasertrennwinkel anliegt und damit die Last gleichmäßig verteilt ist [26, 50, 51]. Der Faserorientierungswinkel  $\phi$  ist für die Bohrbearbeitung mit dem Drehwinkel des Werkzeuges übereinstimmend.



**Bild 2-7** Faserorientierung und Fasertrennwinkel bei der Bohrbearbeitung von unidirektionalen Verbundwerkstoffen nach [3] und [51].

Entsprechend der unterschiedlichen Fasertrennwinkel resultiert eine Variation der Vorschubkraft sowie des Drehmoments in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel (siehe *Bild 2-8*). Der Maximalwert der Vorschubkraft kann bei einem Fasertrennwinkel von nahezu  $0^\circ$  angegeben werden und wird somit im kritischen Trennwinkelbereich erreicht. Da die Hauptschneiden orthogonal zur Faser stehen, ist die Biegebelastung auf die Faser in Laminatdickenrichtung am höchsten. Im Gegensatz dazu konnte das maximale Drehmoment für  $\theta = 90^\circ$  nachgewiesen werden. Auch hier erreicht die Biegebelastung auf die Fasern ihren höchsten Wert, allerdings in der Laminebene (vgl. *Bild 2-6*).

Gleichzeitig sinkt zu diesem Zeitpunkt die Vorschubkraft auf ein Minimum, da die Hauptschneide parallel zur Faserorientierung liegt und in Vorschubrichtung primär der Widerstand der Matrix überwunden werden muss.



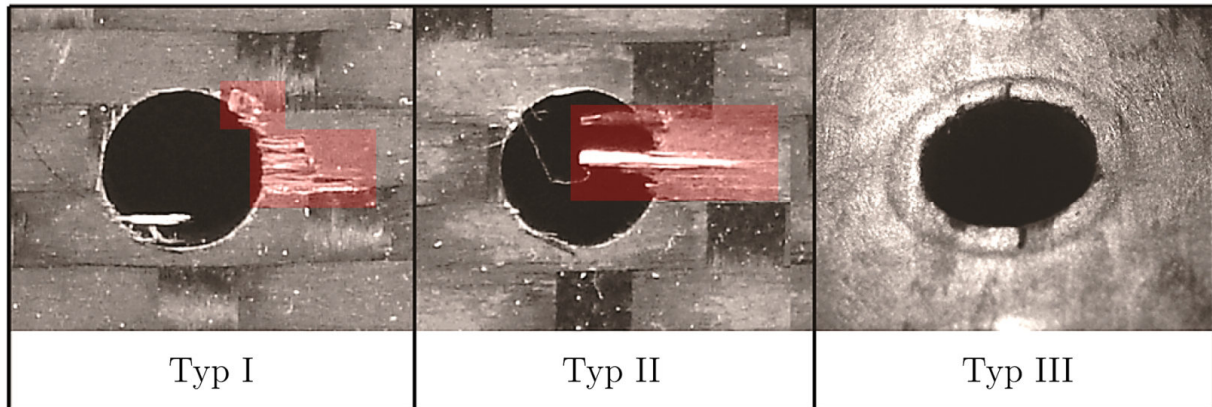
**Bild 2-8** Änderungen der Vorschubkraft und des Drehmoments in Abhängigkeit vom Eingriffswinkel bei der Bohrbearbeitung von UD-CFK aus [3] nach [51].

Im Allgemeinen werden in der praktischen Anwendung Einzellagen mit unterschiedlichen Faserorientierungen im Laminat verwendet. Gängig sind Abstufungen in 45°-Schritten, was dazu führt, dass die Hauptschneiden im Bohrprozess jeweils zur gleichen Zeit unterschiedlich orientierte Fasern trennen. Für den Volleingriff des Bohrprozesses stellt sich somit eine mittlere Zerspanungskraft ein, welche aus den unterschiedlichen Trennmechanismen resultiert [43]. Abweichungen hierzu gibt es im Bereich der Mikrozerspanung mit kleinen Werkzeugdurchmessern, sofern die projizierte Länge der Hauptschneide kleiner ist als die Einzellagendicke im Laminat [52]. Die größte Relevanz bei der konventionellen Bohrbearbeitung hat die Faserorientierung daher beim Eintritts- oder Austrittsprozess des Werkzeuges in das oder aus dem Laminat.

### b. Delaminationsmechanismen bei der Zerspanung von CFK

Bei der Bohrbearbeitung tritt durch die Vorschubkraft senkrecht zur Laminebene die ungünstigste Belastungsart für einen Verbundwerkstoff auf. Die Festigkeit in dieser Richtung wird durch die Matrixeigenschaften und die Anbindungskräfte zwischen Faser und Matrix bestimmt. Dies führt dazu, dass vor allem im Bereich der Decklagen aufgrund von mangelnder Schichtabstützung durch benachbarte Lagen die inter- und intralaminaren Festigkeiten überschritten werden. [3, 26, 39, 53, 54]

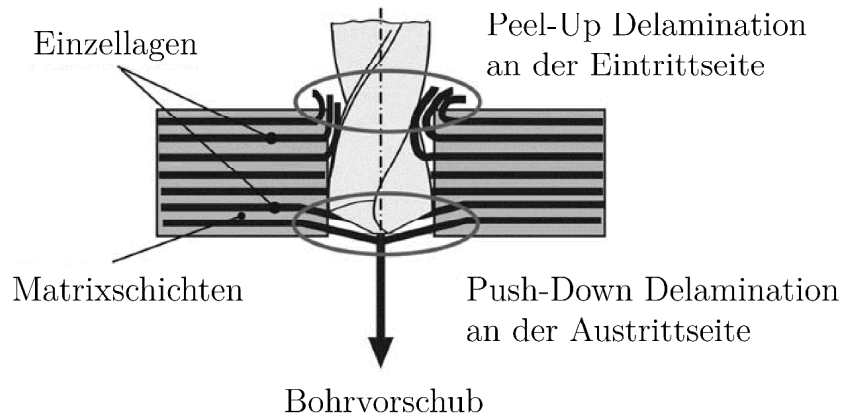
Die daraus resultierende Schädigung und Schichtentrennung wird als Delamination bezeichnet, welche sich nicht zwingend auf die beiden obersten Decklagen beschränken muss. Zur Klassifizierung der Delamination beim Bohren wurde von *König & Graß* [55] eine Typisierung der auftretenden Schädigungsphänomene durchgeführt. Die unterschiedlichen Schadensklassen der Delamination sind in *Bild 2-9* dargestellt.



**Bild 2-9** Einstufung von Bohrungsschäden in FKV anhand der Schadenstypen I bis III modifiziert nach [55].

Bei Typ 1 handelt es sich um ausgerissene Fasern oder Ausbrüche an der Schnittkante der Bohrung. Die Ablösungen dringen in die Tiefe des Laminats vor und können nur unter hohem Aufwand, meist aber gar nicht nachbearbeitet werden. Typ 2 beschreibt ausgerissene und ungeschnittene Fasern um die Bohrung herum, welche auch ins Bohrungsinere hineinragen können. Reine Faserüberstände lassen sich dabei unter vergleichsweise geringem Aufwand entfernen. Typ 3 entspricht einer Abhebung ganzer Schichten und ist aufgrund der großflächigen Delamination als kritischster Schaden anzusehen. Allerdings muss dieser nicht zwingend das gesamte Bohrloch umfassen, wie es in *Bild 2-9* dargestellt ist. In der Praxis wird für die Bewertung von Delaminationsschäden nicht zwischen den unterschiedlichen Typen unterschieden.

Die Schädigungstypen unterscheiden sich bzgl. der Klassifizierung nach *Colligan & Ramulu* [56] für den Fräsprozess, obwohl die Schädigungen insgesamt der gleichen Art entsprechen. Bei der Typisierung von Fräskanten werden reine Faserüberstände als eigene Schadensklasse definiert, welche kombiniert mit einer Tiefenschädigung dem Typ 2 der Bohrbearbeitung entspricht. Im Allgemeinen wird durch das Einbringen von Bohrungen der Verbund geschwächt, da die kraftübertragenden Fasern getrennt werden. Durch die bearbeitungsinduzierte Delamination in ihren unterschiedlichen Ausprägungen wird dieser Effekt verstärkt und kann die Festigkeiten weiter herabsetzen [57]. Des Weiteren erschweren Faserüberstände die Montage von Verbindungselementen wie Schrauben oder Nieten sofern sie nicht nachbearbeitet werden.



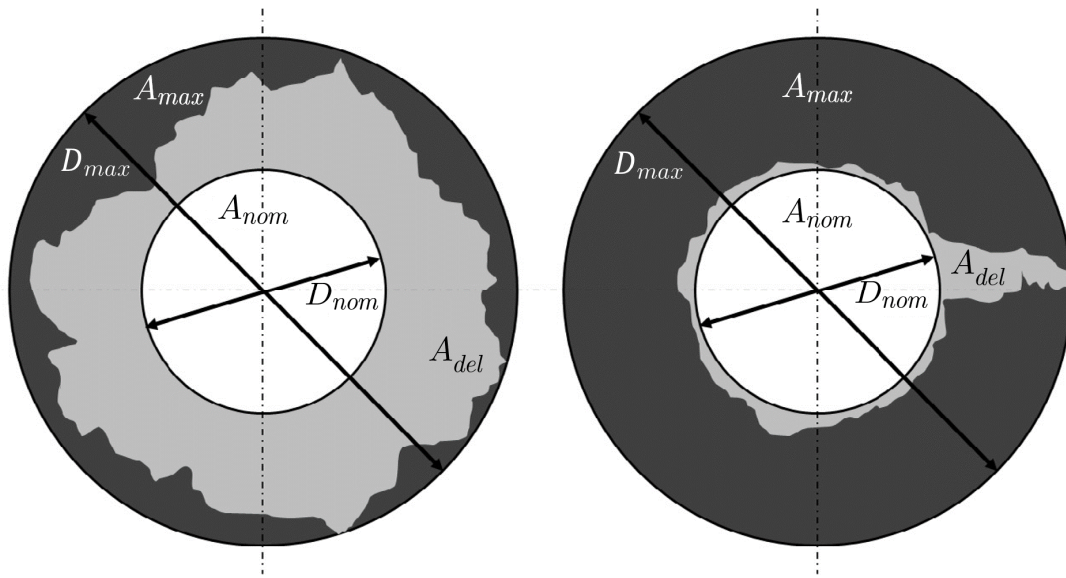
**Bild 2-10** Bohrungsinduzierte Delaminationsentstehung beim Werkzeugeintritt und -austritt im Laminat [58].

Bezüglich der Delaminationsentstehung wird bei der Bohrbearbeitung zwischen zwei unterschiedlichen Mechanismen unterschieden (siehe *Bild 2-10*) [36, 53, 58–60]. Die Push-Down Delamination hat ihre Ursache in der Vorschubkraft, welche am Ende des Bohrprozesses auf die verbleibenden ungeschnittenen Lagen ausgeübt wird. Nach *König et al.* [26] ist davon auszugehen, dass eine kritische Vorschubkraft existiert, bei deren Überschreiten Delamination entsteht. Die kritische Vorschubkraft unterscheidet sich allerdings je nach Werkzeuggeometrie und kann demnach nicht als werkstoffspezifische Ursache für die Delaminationsentstehung angesehen werden [27, 32, 61]. Die Art und Weise der Lasteinleitung über die Geometrie der Schneide hat einen erheblichen Einfluss auf die kritische Vorschubkraft für ein und dasselbe Material.

Unter Peel-Up Delamination wird eine Ablösung von Schichten entgegengesetzt der Vorschubrichtung des Bohrprozesses verstanden. Die Kräfte in dieser Richtung werden durch die Spanfläche verursacht und betragen einen Bruchteil der Vorschubkraft. Der Grad der Ablösung der Schichten im Bereich der oberen Decklage hängt vor allem vom Spanwinkel ab, welcher bei hohen Werten eine größere Schälwirkung verursacht [32, 62]. Aufgrund der deutlich höheren Belastung des Laminats in Vorschubrichtung, ist die Push-Down Delamination im Allgemeinen stärker ausgeprägt als die Peel-Up Delamination [53, 58, 60] und hat somit auch einen größeren Effekt auf die mechanischen Eigenschaften. Ein Großteil der bisherigen Arbeiten setzt sich daher in erster Linie mit diesem Schädigungsmechanismus und dessen Auswirkungen auseinander [31, 32, 36, 57, 60].

Grundsätzlich können Delaminationen durch mechanische Belastungen auch im Bauteilinneren entstehen. Um diese zu detektieren werden zumeist materialdurchdringende Verfahren wie die röntgenbasierte Computertomographie, ultraschallbasierte Techniken oder thermografische Methoden verwendet [54, 60, 63, 64].

Für die Bewertung von oberflächigen Bohrungsdelaminationen sind hingegen optische Verfahren Stand der Technik. Um Delaminationen besser hervorzuheben wird sich der Hell- oder Dunkelfeldmikroskopie bedient [59, 63–65]. Im Anschluss wird der sichtbare Schaden mittels Schädigungsfaktoren quantifiziert. Hierzu wird die Fläche der Delamination oder die absolute Ausprägung der Schädigung mittels Durchmesser oder Fläche vermessen (siehe *Bild 2-11*).



**Bild 2-11** Schematische Darstellung einer Delamination beim Bohren zur Qualitätsbewertung mittels Delaminationsfaktoren [63].

Aus diesen Kennwerten können unterschiedliche Schädigungsquotienten gebildet werden. Weit verbreitet sind das Durchmesserverhältnis  $F_d$  der größten Schädigungsausprägung  $D_{max}$  zum nominalen Bohrungsdurchmesser  $D_{nom}$  nach *Chen* [66] sowie analog dazu der flächenbasierte Delaminationsquotient  $F_a$  nach *Faraz et al.* [58]. Der Nachteil der durchmesserbezogenen Schädigungsbewertung mittels  $F_d$  ist der unverhältnismäßig hohe Einfluss einzelner ausgerissener Fasern. Im Vergleich dazu bietet  $F_a$  die integraler verteilte Schädigungsbewertung, verliert aber auch den Informationsgehalt bezüglich der maximalen Schadensausprägung. Um diese Nachteile auszugleichen wurde von *Davim* ein erweiterter Delaminationsfaktor  $F_{da}$  entwickelt, welcher beide Kennwerte miteinander kombiniert [33]. Die drei Bewertungsarten sind in *Tabelle 2-1* aufgeführt. Insgesamt bieten die dimensionslosen Quotienten  $F_d$  und  $F_a$  eine gute Korrelationsfähigkeit zur Bewertung der Einflüsse und Randbedingungen des Fertigungsprozesses auf die Bohrlochqualität [58]. Hierzu gehören Maschinenparameter, Werkzeuggeometrie und Verschleißzustand der Werkzeuge. Die genannten Arbeiten stellen nur einen kleinen Anteil der Arbeiten bezüglich der Quantifizierung von Delaminationen dar. Einen umfangreicheren Überblick bietet [63].

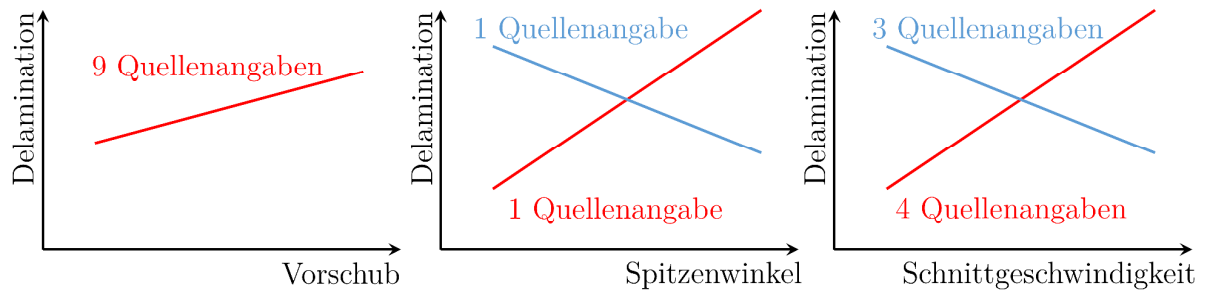
**Tabelle 2-1** Übersicht gängiger Delaminationsfaktoren zur Schädigungsquantifizierung von Bohrungsdelaminationen

Art der Quantifizierung	Quotient	Bezeichnung
Durchmesserbezogen [66]	$\frac{D_{max}}{D_{nom}}$	$F_d$
Flächenbezogen [58]	$\frac{A_{del}}{A_{nom}} ; \frac{A_{del} + A_{nom}}{A_{nom}}$	$F_a$
Kombiniert [33]	$F_d + \frac{A_{del}(F_d^2 - F_d)}{\left(\pi \frac{D_{max}^2}{4} - A_{max}\right)}$	$F_{da}$

### c. Einfluss von Verschleiß und Werkzeuggeometrie auf den Zerspanungsprozess

Im Vergleich zur Metallzerspanung ist das Niveau der Vorschubkraft und der Schnittkraft des Bohrprozesses in CFK gering. Dabei kann die Querschneide, je nach Werkzeugmakrogeometrie bis zu 80 % der Gesamtvorschubkraft ausmachen [50, 67, 68]. Bei aktuellen Werkzeugen nach Industriestandard werden diese Kraftanteile nicht mehr erreicht, da durch eine Ausspitzung des Werkzeuges der schneidende Anteil der Hauptschneide zur Mitte hin erhöht wird und dadurch die effektive Querscheidenlänge reduziert ist. Abseits des Einflusses der Querschneide werden signifikante Erhöhungen der Vorschubkraft durch große Spitzenwinkel, Verschleißerscheinungen an der Werkzeughauptschneide und Vorschuberhöhung bewirkt. Mit höherer Vorschubkraft nimmt im Allgemeinen die Delamination beim Austritt des Bohrers zu. [3, 31, 36, 58, 66]

Obwohl ein größerer Spitzenwinkel aufgrund höherer Spanungsdicken bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit grundsätzlich die Vorschubkraft erhöht, wurde diesbezüglich teils von gegensätzlichen Effekten auf die Entstehung von Delaminationsphänomenen berichtet. Gleichmaßen werden auch die Auswirkungen der Schnittgeschwindigkeit auf die Delaminationsentstehung kontrovers diskutiert. Der Review-Artikel von *Liu et al.* [36] bietet diesbezüglich eine ausführliche Zusammenfassung der Korrelationen zwischen Spitzenwinkel, Schnittgeschwindigkeit, Vorschubkraft und Schädigungsausmaß. Die Anzahl übereinstimmender Quellen bzgl. gleichartiger Wechselwirkungen ist auf Basis von [36] in nachfolgendem *Bild 2-12* dargestellt. Insgesamt kann dadurch festgehalten werden, dass die Vorschubkraft nicht als alleiniges Delaminationskriterium verwendet werden kann, auch wenn sie den eindeutigsten Einfluss auf die Delaminationsentstehung hat.



**Bild 2-12** Anzahl übereinstimmender Quellen bzgl. der Korrelation zwischen den Parametern Vorschub, Spitzenwinkel, Schnittgeschwindigkeit und Push-Down-Delamination nach [36].

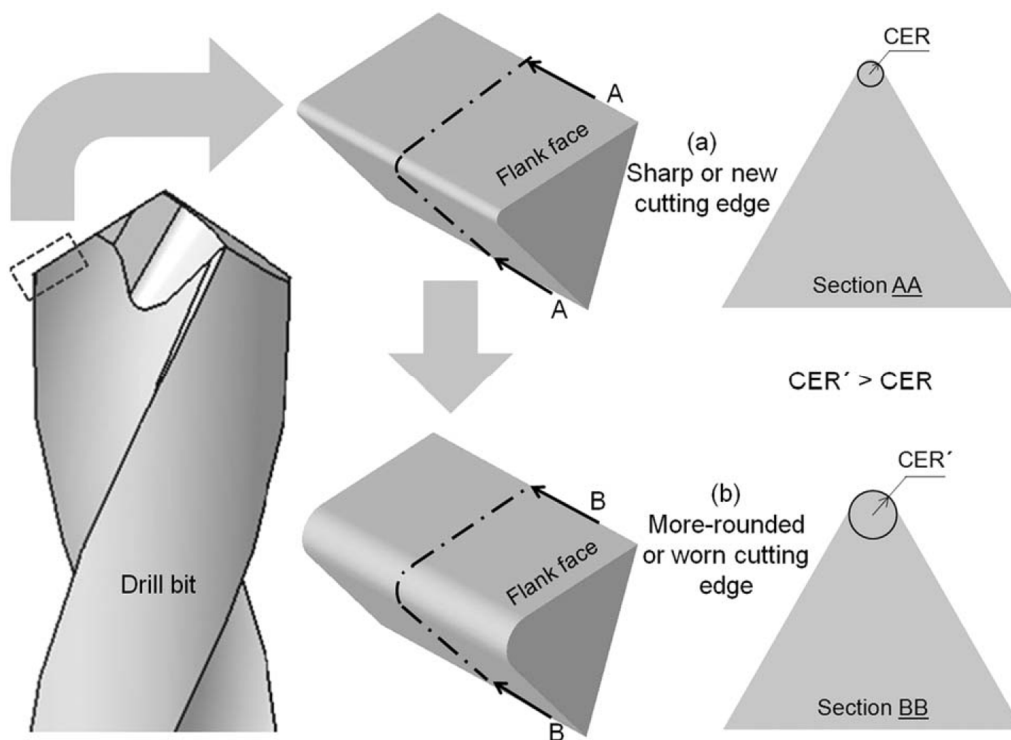
Optimale Zerspanungsergebnisse können mit Werkzeugen ohne Schneidkantenpräparation im schleifscharfen Zustand erreicht werden, welche gleichzeitig geringe Bearbeitungskräfte erzielen [31, 39, 50, 69]. Dem gegenüber steht allerdings die enorme Verschleißwirkung von CFK-Werkstoffen, welche erhöhte Zerspanungskräfte und Delamination zur Folge hat. Diesbezüglich werden die vorherrschenden Verschleißmechanismen durch die Kohlenstofffasern übereinstimmend als rein mechanisch und abrasiv eingestuft [4, 31, 36, 58, 59]. Sie bewirken neben einer Verrundung der Schneidkante einen Materialabtrag an der Freifläche des Werkzeuges, wodurch bei höheren Verschleißzuständen ein asymmetrisches Schnittbild der Hauptschneiden entsteht [54, 63]. Dies ist auf die Reibung der elastisch rückfedernden Fasern zurückzuführen [70]. Neben der schlechteren Trennfähigkeit der verrundeten Schneide entsteht nach *Pfeifroth* durch die Verringerung des Freiwinkels ein Mikro-Schneidkeil mit höherem Keilwinkel, welcher die Zerspanungskräfte negativ beeinflusst [54].

Die Entwicklung des Schneidkantenradius  $r_\beta$  verläuft insgesamt mit zunehmenden Vorschubweg degressiv [70]. Zu Beginn ist eine Einlaufphase mit starker Zunahme von  $r_\beta$  zu beobachten, welche mit steigender Bohrungsanzahl geringer wird [3, 31, 36, 59]. Das Ausmaß des Verschleißes ist hierbei abhängig von der Werkzeug-Werkstoffkombination. Neben dem Fasertyp und dem Fasergehalt spielen der Schneidstoff sowie die Faserorientierung eine Rolle. Der Verschleißgrad korreliert proportional mit den zuvor aufgeführten Zerspanungsmechanismen und den fasertrennwinkelspezifischen Kräften [51]. Eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit hat grundsätzlich eine Zunahme des abrasiven Verschleißes zur Folge [31]. Aufgrund der bereits beschriebenen Spanbildungsprozesse ist der Spanflächenverschleiß bei der CFK-Zerspanung vernachlässigbar.

Trotz des grundsätzlich asymmetrischen Verschleißes der Werkzeugschneide, stellt der Schneidkantenradius  $r_\beta$  (engl. Cutting Edge Rounding = CER) ein repräsentatives Verschleißmerkmal dar [69] und zeigt eine sehr gute Korrelation mit der Delaminationszunahme und der Erhöhung der Vorschubkräfte mit voranschreitendem Vorschubweg [59].



Die genannte Größe setzt vereinfacht einen symmetrischen Abtrag des Schneidstoffes voraus (siehe *Bild 2-13*). Neben der weitgehend etablierten Betrachtungsweise der Schneidkantenverrundung bestehen auch alternative Bewertungsverfahren für den Verschleißzustand des Werkzeuges. Aus der Metallbearbeitung bekannt ist die Vermessung der Verschleißmarkenbreite, welche in vorangegangenen Untersuchungen der FKV-Zerspanung ebenfalls Anwendung fand [71]. Vorteil der CER-Kennzahl ist allerdings, dass der Ausgangswert ungleich null ist und somit die Verschleißentwicklung besser abbildbar ist. Des Weiteren gibt es Modelle, welche die variierende Makrogeometrie des Schneidkeils aufgrund des Freiflächenverschleißes stärker berücksichtigen [69]. Damit gehen allerdings komplexere Kennwertkombinationen einher, welche eine einfache Korrelation mit dem Fertigungsprozess nicht mehr zulassen.



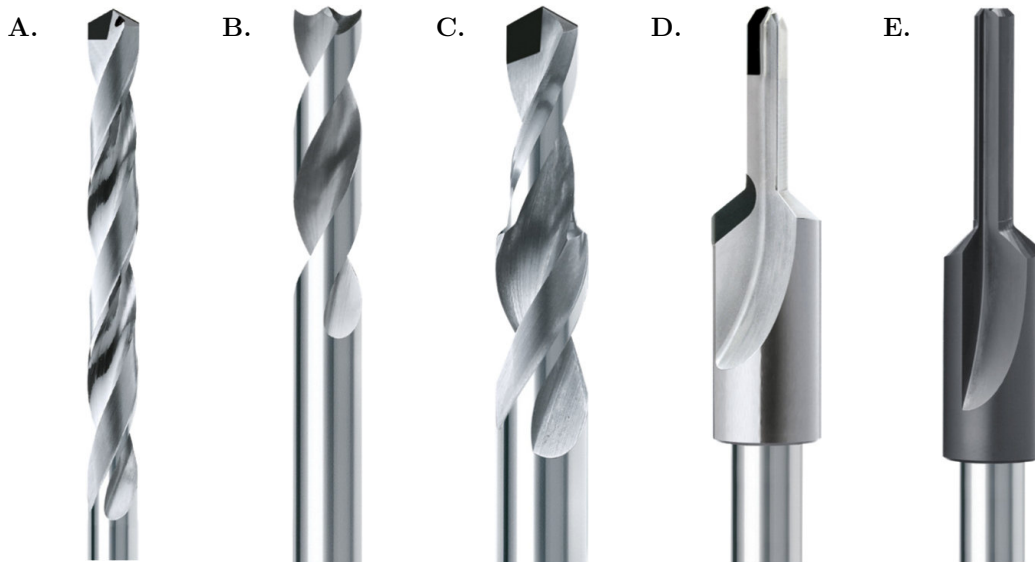
**Bild 2-13** Schneidkantenverrundung am Bohrwerkzeug [58].

Für die CFK-Zerspanung werden vornehmlich Werkzeuge aus Vollhartmetall (VHM), diamantbeschichtete VHM-Werkzeuge sowie PKD-Werkzeuge (Polykristalliner Diamant) verwendet. Diese Schneidstoffe bieten die erforderliche Härte, um dem abrasiven Verschleiß bei der CFK-Bearbeitung entgegenzuwirken. VHM-Werkzeuge weisen die geringste Standzeit auf, erreichen im scharfen Zustand aber CER-Werte von  $r_\beta < 5 \mu\text{m}$ . Dadurch sind sie für Bohrungen mit höchsten Qualitätsanforderungen geeignet. Beschichtungen jeglicher Art bewegen sich im Allgemeinen zwischen 15-20  $\mu\text{m}$  Schneidkantenverrundung. Höhere Schärfegrade können hier durch Plasma- oder Laserschärfverfahren realisiert werden [72].

Um die Delaminationsentstehung beim Bohren zu vermeiden, werden neben der Optimierung des Werkzeugschneidstoffes auch Bearbeitungsstrategien und Fertigungsprozesse ständig weiterentwickelt. Die Mehrzahl der Ansätze zur Minimierung bearbeitungsinduzierter Schädigungen zielt dabei auf eine Reduktion der Bearbeitungskräfte ab [3]. Unter anderem kommen angepasste Frässtrategien wie das mehrstufige Zirkularfräsen oder aber das Taumelfräsen für die Bohrungsherstellung zur Anwendung. *Becke* [39] verfolgte den Ansatz die Prozesskräfte an den Decklagen in das Bauteilinnere zu richten um dadurch das Ablösen der Schichten zu unterbinden. Durch Vorbohren mit geringem Durchmesser und anschließendem Anstellen des Fräswerkzeuges konnte die Schneidkantenqualität insbesondere auf der Austrittseite markant verbessert werden. Auch das aus der Literatur bereits bekannte Zirkularfräsen überführte er in einen mehrstufigen Fräsprozess, welcher aufgrund geringer Prozesskräfte niedrige Schädigungsausmaße um die Bohrung bewirkte. Vorteile der genannten Frässtrategien sind werkzeugunabhängige Bohrungsdurchmesser, reduzierte Prozesstemperaturen durch diskontinuierlichen Zahneingriff und verbesserter Spänetransport. Allerdings setzen die Prozesse mehrachsige Maschinenteknik voraus, welche nur im Einzelfall Anwendung findet. Neben den erhöhten Hauptzeiten und dem verstärktem Werkzeugverschleiß können die gerichteten radialen Kräfte außerdem höhere Maßabweichungen verursachen [54].

Insgesamt überwiegen die Vorteile der einachsigen Bohrbearbeitung. Kurze Prozesszeiten, einfache Maschinenteknik und die Möglichkeit handgeführte Bohrungen mittels Bohrvorschubeinheiten zu erstellen, rechtfertigen den umfassenden Einsatz des konventionellen Bohrens [9]. In diesem Bereich wurden Bearbeitungsstrategien wie die Verwendung zusätzlicher Abstützplatten, das Erstellen von Vorbohrungen sowie angepasste Vorschubgeschwindigkeiten umfangreich untersucht [67, 73–78]. Insbesondere die Verringerung des Vorschubs am Werkzeugaustritt ist eine gängige Praktik, um die Vorschubkräfte auf die verbleibenden Lagen zu verringern [73]. Der größte Effekt kann aber durch eine gezielte Anpassung der Werkzeuggeometrie erreicht werden. Für die CFK-Bearbeitung existiert eine Vielzahl an Werkzeugtypen (siehe *Bild 2-14*), welche hinsichtlich der Wechselwirkungen zwischen Geometrie, Zerspanungskraft und Bearbeitungsergebnis untersucht worden sind [35, 61, 79–82].

Weit verbreitet ist die Stufenbohrergeometrie für welche *Tsao* [79] ein optimales Durchmesserverhältnis von 0,6 angibt. Zum einen ist die effektive Vorschubkraft aufgrund der verringerten Hauptschneidenlänge am Austritt geringer und zum anderen können mit dem Aufbohrprozess bereits entstandene Delaminationen entfernt werden, sofern diese nicht größer sind als der Bohrernennndurchmesser. Dies erlaubt höhere Vorschübe als mit einem konventionellen Spiralbohrer.



**Bild 2-14** Bohrergeometrien für die CFK-Bearbeitung: **A.** Spiralbohrer **B.** Bohrer mit W-Spitze **C.** Stufenbohrer **D.** Bohrsenker mit gerader Nut **E.** Senkreibahle [83].

Dem Span- und Freiwinkel wird ein geringfügigerer Einfluss auf die Delaminationsentstehung zugesprochen als dem Spitzenwinkel, welcher ein qualitätsbestimmendes Geometriemerkmal darstellt [3, 31, 36, 50, 54, 79, 81, 84]. Die Untersuchungen reichen von Spitzenwinkel mit über  $180^\circ$  (W-Kronen Geometrie in *Bild 2-14 B*) [54] bis hin zu Spiralbohrergeometrien mit kleinen Spitzenwinkeln von  $85^\circ$  [85]. Der Großteil der Autoren empfiehlt für die CFK Bearbeitung einen kleineren Spitzenwinkel als es in der Metallbearbeitung üblich ist. Es wird zudem von einem höheren Delaminationsaufkommen an der Werkzeugeintrittsseite mit steigendem Spiralwinkel bei gleichzeitiger Verringerung der Austrittsdelamination berichtet [31]. Als Ursache wird hierbei die erhöhte Schälwirkung angenommen. Sehr kleine Spitzenwinkel verursachen tendenziell vermehrt Faserausfransungen beim Werkzeugeintritt. Teilweise finden sich bezüglich der Spitzenwinkelgeometrie widersprüchliche Aussagen in der Literatur. *Kilickap* [84] konnte in seiner Arbeit beispielsweise nachweisen, dass mit einem Spitzenwinkel von  $118^\circ$  ein höheres Delaminationsaufkommen an der Austrittsseite besteht, als mit  $135^\circ$  Spitzenwinkel. Gleichzeitig lieferte der kleinere Spitzenwinkel einen geringeren Schädigungswert auf der Eintrittsseite.

In der Praxis ist das Bohren von CFK ein mittlerweile sehr gut beherrschter aber auch ein individuell anzupassender Prozess. Dies machen vor allem die zuvor genannten Untersuchungen deutlich. Die Werkzeuge werden häufig speziell für die zu bearbeitende Faser-Harz-Kombination ausgelegt. Die Wahl des richtigen Spitzenwinkels ist letztlich ein Kompromiss, um an Austritts- sowie Eintrittsseite das bestmögliche Bearbeitungsergebnis zur erzielen.

## 2.3 Modellierungsansätze für Bohrprozesse in FKV

Für die Bohrbearbeitung von FKV existiert eine Vielzahl von Modellansätzen zur Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen Fertigungsparametern, Werkzeuggeometrie und Werkstoffen. Verschiedene Autoren haben empirische Berechnungsmethoden zur Bestimmung der Vorschubkraft oder des Drehmoments vorgestellt [67, 73, 74, 86–88]. Eine universelle Anwendbarkeit ist für diese Ansätze nicht gegeben, da die Randbedingungen der Untersuchungen jeweils sehr individuell sind. Aufgrund des negativen Einflusses der bohrungsinduzierten Delamination auf die Werkstoffeigenschaften ist insbesondere die Einschätzung der Delaminationsentstehung an der Werkzeugaustrittsseite von großem Interesse. Dementsprechend wurden vergleichbare experimentelle Korrelationen für die Berechnung von Delaminationsfaktoren veröffentlicht [80, 81, 89].

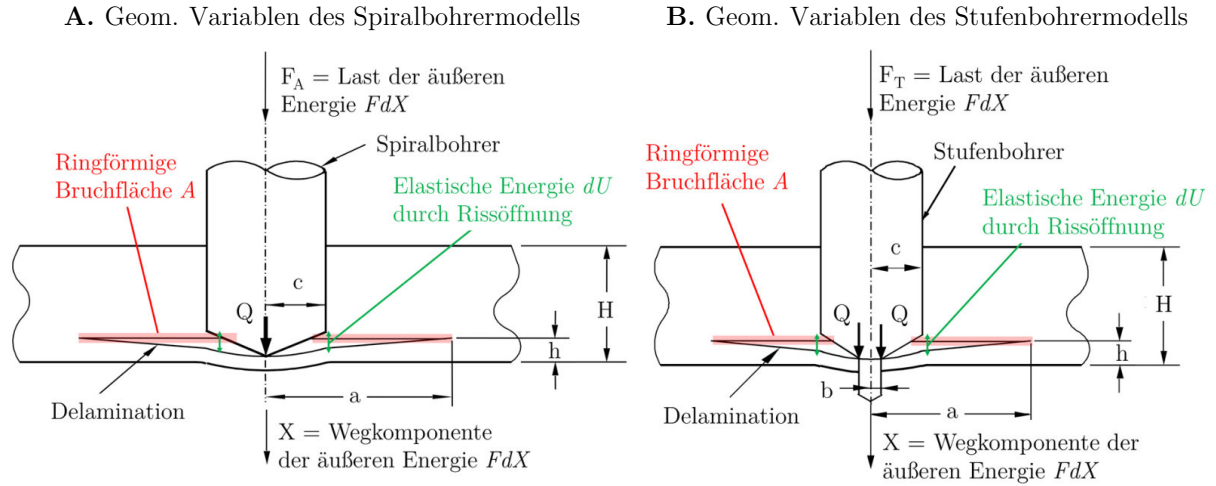
### a. Das Modell der kritischen Vorschubkraft

Ein erster theoretischer Modellansatz geht auf die Autoren *Hocheng & Dharan* [53] zurück, welche ihren Fokus auf die Berechnung der kritischen Vorschubkraft für die Entstehung von Push-Down-Delamination setzen. Das Modell basiert auf der Beschreibung des Rissfortschrittes durch eine Energiebilanz aus der Bruchmechanik:

$$FdX = G_{IC}dA + dU \quad (2.7)$$

Bei der Ausbreitung eines Risses wirkt eine äußere Energie  $FdX$  welche die elastische Energie  $dU$  und die Oberflächenenergie  $G_{IC}dA$  des Werkstoffes überwinden muss.  $G_{IC}$  beschreibt hierbei die kritische Energiefreisetzungsrate für Risswachstum im Bruchmodus 1. Die Oberflächenenergie ist das Produkt aus  $G_{IC}$  und der Bruchfläche  $A$ , welche im Modell als Kreisringfläche angenommen wird. Die Last  $F$  wirkt in Vorschubrichtung  $X$  und ergibt die äußere Arbeit oder Energie.

Die geometrischen Gegebenheiten lassen sich gemäß *Bild 2-15* in das Grundmodell der Energiebilanz nach *Gleichung (2.7)* übertragen und ermöglichen die Errechnung der kritischen Vorschubkraft. Die geometrischen Berechnungsparameter wurden in der Abbildung um die Variablen der Energiebilanz ergänzt. Dabei wird angenommen, dass die ausgeübte Last einer Punktlast entspricht. Des Weiteren wird der Werkstoff als vollständig isotrop definiert. Die kritische Energiefreisetzungsrate  $G_{IC}$  wird als konstant angenommen und eine Werkzeugrotation wird nicht berücksichtigt. Für einen Spiralbohrer kann somit die kritische Vorschubkraft  $F_{A,krit}$  gemäß *Gleichung (2.8)* angegeben werden (*Bild 2-15 A*).



**Bild 2-15** Darstellung der geometrischen Berechnungsparameter zur Modellierung der kritischen Vorschubkraft von **A.** Spiralbohrer und **B.** Stufenbohrer nach [35] ergänzt um die Variablen der Energiebilanz.

$$F_{A,krit} = \pi \sqrt{32 G_{IC} M} = \pi \sqrt{\frac{8 G_{IC} E h^3}{3(1 - \nu^2)}} \quad (2.8)$$

In *Gleichung (2.8)* ist  $M$  die Biegesteifigkeit einer isotropen Platte,  $h$  beschreibt die Restlaminatdicke unter dem Werkzeug und  $\nu$  die Querkontraktionszahl. Die Risslänge  $a$  im Laminat und der Bohrerradius  $c$  des Spiralbohrers werden in der Gleichung nicht mehr berücksichtigt. Dementsprechend wird die kritische Vorschubkraft unabhängig von der Werkzeuggeometrie berechnet.

Gemäß [61] weicht die berechnete kritische Vorschubkraft um 6,6 % (Bewertung der Länge der Delamination) oder 2,3 % (Bewertung der delaminierten Fläche) von der experimentellen ab. Allerdings ist zu beachten, dass die Vorschübe zur Verifizierung des Modells mit 0,0014 - 0,003 mm/U sehr gering sind und nicht den industriellen Standards entsprechen. Zur Orientierung kann ein praxisnaher Vorschub von 0,06 mm/U für duroplastisches CFK angegeben werden, wie er auch in dieser Arbeit verwendet wird.

Das Modell zur kritischen Vorschubkraft wurde von den Autoren *Hocheng & Tsao* im Bereich der Werkzeuggeometrie sowie durch die Berücksichtigung von Verschleiß am Werkzeug angepasst [35, 75, 90, 91]. Des Weiteren haben *Jain & Yang* [73] die Anisotropie des Materials bei gleichzeitig elliptischer Delaminationsform integriert. *Lachaud et al.* [92] implementierten orthotrope Materialeigenschaften bei angepasster Lasteinleitung unter dem Werkzeug. Hinsichtlich der verwendeten Werkzeuge im Rahmen der nachfolgenden Untersuchungen soll das kritische Vorschubkraftmodell für Stufenbohrer [61] an dieser Stelle nochmals gesondert aufgeführt werden. Die kritische Vorschubkraft  $F_{T,krit}$  kann mit *Gleichung (2.9)* auf Basis von *Bild 2-15 B* berechnet werden.

$$F_{T,krit} = \frac{\sqrt{2}\pi}{1-\nu} \sqrt{\frac{32G_{IC}M\{(1-\nu) + 2(1+\nu)\xi^2\}^2}{(1+\nu)\{2(1-\nu)(1+2\nu^2) - (12-4\nu+3\nu^2+3\nu^3)\xi^2 - 8(1+3\nu)\xi^2 \ln \xi\}}} \quad (2.9)$$

Im Modell wird das Radiusverhältnis  $\xi = 2b/2c$  berücksichtigt wobei  $b$  dem kleinen Radius und  $c$  dem großen Radius des Werkzeuges entspricht. Die Autoren merken an, dass die berechnete kritische Vorschubkraft  $F_{T,krit}$  im Schnitt höher liege als die experimentell ermittelte. Als Ursache werden Scherkräfte beim Bohren aufgeführt, welche Lasten im Bruchmodus 3 verursachen können. Das Durchmesser Verhältnis ist ausschlaggebend für die Anwendbarkeit des Modells. Bei großen Durchmesser Verhältnissen ( $\xi > 0,6$ ) entwickelt sich der Nenner gegen null. Dadurch werden die berechneten kritischen Vorschubkräfte unverhältnismäßig groß und sobald der Wert unter der Wurzel negativ wird, ist das Modell nicht mehr anwendbar.

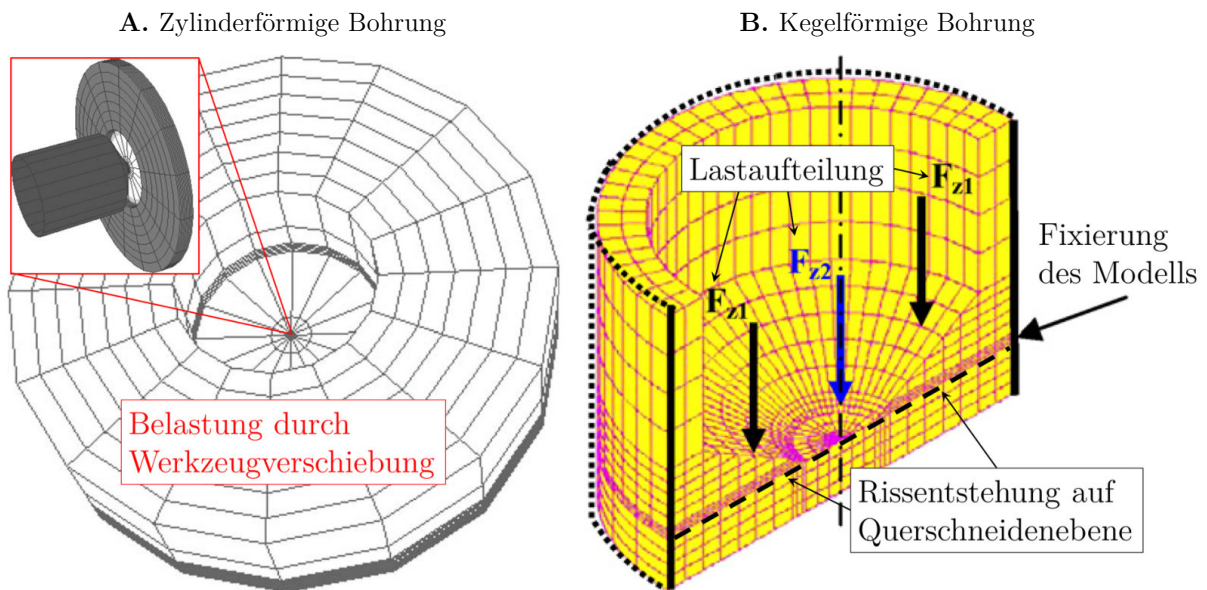
## b. Die Finite und Diskrete Elemente Methode

In den letzten Jahren wurde vermehrt von Arbeiten berichtet, in welchen die Diskrete Element Methode (DEM) und die Finite Element Methode (FEM) zur Modellierung von Zerspanungsprozessen in FKV angewandt worden ist. Einen umfangreichen Review-Artikel hierzu liefert *Shetty et al.* [93]. Schwerpunkt ist dabei häufig die zweidimensionale Nachbildung des orthogonalen Schnittes zur Berechnung der Bearbeitungskräfte unter Berücksichtigung der Faserorientierung. Insbesondere die Trennmechanismen nach *Abschnitt 2.2* konnten von mehreren Autoren in den Simulationen nachgebildet werden. Für unidirektionale CFK-Werkstoffe wurden beispielsweise von *Iliscu et al.* [94] und von *Usui et al.* [95] Faserorientierung  $\phi = 45^\circ, 0^\circ, -45^\circ$  und  $90^\circ$  im orthogonalen Schnitt modelliert. Insbesondere die Versagensmechanismen in der Faser-Matrix-Grenzschicht und die Bruchmoden zeigen in beiden Arbeiten eine gute Übereinstimmung mit der experimentellen Betrachtung.

Auch die explizite Modellierung des Bohrprozesses in FKV am Lastangriffspunkt ist bereits mehrfach publiziert worden. Die Autoren *Nilanjan et al.* [96] und *Ozden & Elahieh* [97] setzten sich beispielsweise mit der Vorhersage von Vorschubkräften und Zerspanungsmomenten auseinander, wohingegen *Rakesh et al.* die Möglichkeiten der Modellierung von Delaminationsfaktoren [98] behandelt hat. Während Zerspanungskräfte mit geringfügigen Abweichungen von bis zu 2 % nachgebildet werden können [96], sind die Abweichungen im Bereich der Simulation von Delaminationen deutlich größer. In [98] liegen die simulierten Delaminationsfaktoren im Schnitt um 35 % höher als die experimentell ermittelten Werte.

Im Allgemeinen gibt es zwei Methoden, um Verbundwerkstoffe in einer FEM-Simulation abzubilden. Zum einen kann das Laminat in ein sogenanntes äquivalentes homogenes Material überführt werden, welchem die Werkstoffeigenschaften des Verbundwerkstoffes zugeordnet werden. Dies wird auch als makro-mechanischer Ansatz beschrieben. Zum anderen kann im Materialmodell jede Werkstoffkomponente einzeln modelliert werden. Der Werkstoff besteht dann aus den unterschiedlichen Phasen Faser, Matrix und deren Grenzfläche. Dieser Ansatz wird als mikro-mechanische Modellierung bezeichnet [54].

Beide Ansätze wurden von verschiedenen Autoren auf ein Einfachmodell des Bohrprozesses angewandt, welches sich von den bereits beschriebenen Publikationen unterscheidet. Hierbei stehen nicht der Schneidenkontakt oder die Spanbildung im Fokus. Allen gemeinsam ist hingegen, dass das Material bis zu einer definierten Tiefe vorgebohrt ist. Die Last wird dann über eine Werkzeugverschiebung oder entsprechende Lastangriffspunkte auf die verbleibenden Lagen ausgeübt. Die Methode setzt eine dreidimensionale Modellierung der unterschiedlichen Komponenten voraus (siehe *Bild 2-16*).



**Bild 2-16** Vereinfachtes dreidimensionales FEM-Modell zur Analyse des Bohrprozesses in FKV mit A. Zylinderform [99] und B. kegelförmiger Spitze [100] der modellierten Bohrung.

*Battacharyya & Horrigan* [101] haben die beschriebene Methode für die Bohrbearbeitung von kevlarverstärkten Verbundwerkstoffen angewendet. Modelliert wurde ein unidirektionaler Werkstoff mit orthotropen Materialeigenschaften. Die Materialdicke betrug 6 mm, wobei die zylinderförmige Bohrung eine Tiefe von 5 mm erreicht und einen Durchmesser von 12 mm aufweist. Eine Vorschubkraft von 600 N wurde als Drucklast gleichmäßig auf die Fläche der verbleibenden Lage aufgebracht. Das Werkstück im Modell wurde in zwei Varianten fixiert.

Zum einen mit einer elastischen Stützplatte unter der Bohrung und zum anderen mit Festlagern an den äußeren Flächen des Modells. In ihrer Simulation konnten sie für die nicht unterstützte Spannmethode höhere Spannungsintensitätsfaktoren am Bohrungsumfang nachweisen und die höhere Verformung der letzten Lage nachbilden. Für den vollständig unterstützten Fall wurde eine um Faktor 2 höhere Last bis zum Erreichen von Delaminationen errechnet. Zudem ziehen sie den Vergleich zum linear-elastischen bruchmechanischen Modell nach *Hocheng & Dharan*. Aufgrund der Annahme der gleichmäßig verteilten Flächenlast sind die kritischen Vorschubkräfte in der FEM-Analyse geringer. Laut den Autoren liegt die Ursache darin, dass die Lasten am Bohrungsumfang eine höhere Kerbwirkung erzielen und dass das numerische FEM-Modell zusätzlich die Schubbeanspruchung abbildet.

Das vereinfachte numerische Bohrmodell wurde ebenfalls von *Durao et al.* [99] und *Zitounne & Collombet* [100] genutzt um das linear-elastische Modell der kritischen Vorschubkraft nach *Hocheng & Dharan* für CFK in der FEM abzubilden. *Durao et al.* hat in seinem mikro-mechanischem 3D-Modell so genannte *Interface-Elements* eingearbeitet um die initiale Rissentstehung sowie das weiterführende Risswachstum zwischen den Einzellagen zu berechnen. Die Verbindungselemente wurden hierfür mit einem *Mixed-Mode* Schadensmodell versehen, um Versagensmechanismen in allen drei Bruchmoden berücksichtigen zu können. Für die Berechnung wurde die Rotation des Bohrwerkzeuges vernachlässigt. Auf die verbleibenden Lagen unter der zylinderförmigen Vorbohrung wurde über die Verschiebung unterschiedlicher Werkzeuggeometrien eine Punktlast im Bereich der Querschneide generiert. Das Modell ist mit einer *Memorize*-Funktion ausgestattet, die es ermöglicht nach jedem Vorschubschritt das Lastverhältnis zu speichern, Material zu entfernen und dann die nächste Belastungsstufe zu verrechnen. Dadurch kann auch der Bohrkraftverlauf berechnet werden. Während die maximalen Vorschubkräfte experimentell verifiziert werden konnten, ergaben die kritischen Vorschubkräfte keine Übereinstimmungen mit dem analytischen Modell.

*Zitounne & Collombet* benutzten hingegen ein äquivalentes homogenes langfaserverstärkter CFK-Material. Sie berücksichtigen in ihren Berechnungen die Spitzenwinkelgeometrie und teilen die Gesamtvorschubkraft in Querschneiden- und Hauptschneidenlast auf ( $F_{z1}$  und  $F_{z2}$  in *Bild 2-16 B*). Sie nehmen die Rissentstehung der Delamination auf Querschneidenebene an und gleichen die Berechnung mit dem orthotropen analytischen Modell nach *Hocheng & Dharan* sowie mit eigenen experimentellen Untersuchungen ab. Die Abweichung der kritischen Vorschubkräfte beträgt maximal 14 % zum Experiment und ist bzgl. der Genauigkeit mit den analytischen Modellen nach *Hocheng & Dharan* vergleichbar.



*Feito et al.* [102] weisen in ihren Untersuchungen die Eignung der vereinfachten Betrachtungsweise des Bohrprozesses mittels Vorbohrung nach, indem sie ein vollumfängliches FEM-Modell für die Bohrbearbeitung von CFK mit einer stark simplifizierten Variante des Modells abgleichen. In dieser wird die Rotation des Werkzeuges vernachlässigt und die ausgeübte Last auf die verbleibenden Lagen durch das komplexe Modell vorgegeben. Die Restdicke der Lagen unter dem Werkzeug wird einmal mit 1,0 mm und einmal mit 0,375 mm definiert. In beiden Fällen wurden die Lagen mit drei unterschiedlichen Vorschüben mittels Verschiebung des Werkzeuges belastet. Als Vergleichskriterium wurden die resultierenden Delaminationsfaktoren ermittelt, welche eine durchschnittliche Abweichung von 3-7 % zwischen den Modellvarianten aufweisen. Dabei liefert das vereinfachte Modell tendenziell die höheren Werte.

*Pfeifroth* [54] greift das Konzept der Belastung einer bereits modellierten Bohrung durch Verschiebung eines Werkzeuges ebenfalls auf. Die verwendeten Bohrwerkzeuge haben einen Spitzenwinkel  $\sigma > 180^\circ$  und verursachen dementsprechend eine Belastung der verbleibenden Lagen am Bohrungsumfang über die Schneidenecken. Er kombiniert mikro- und makromechanische Modellierung, indem er das Materialinnere durch ein homogenes Kontinuum abbildet und die CFK-Gewebeschichten der oberen und unteren Decklagen mit ihren Einzelkomponenten separat modelliert. Des Weiteren verwendet er spannungsabhängige Versagens- und Bruchkriterien, um Schädigungen oder Delaminationen abbilden zu können. Zur Verifizierung des Modells betrachtet er Von-Mises-Vergleichsspannungen bei unterschiedlich starken Werkzeugverschiebungen und untersucht die Delaminationsphänomene aus experimentellen Versuchsreihen. Insgesamt beurteilt er das Modell als geeignet, um die Delaminationsentstehung im Material für die verwendeten Bohrwerkzeuge zu simulieren.

### **c. Schlussfolgerungen**

Die modellhafte Nachbildung des Bohrprozesses durch Belastung einer bereits vorhandenen, aber nicht vollständigen Bohrung wurde von mehreren Autoren bereits erfolgreich umgesetzt. Die Randbedingungen der unterschiedlichen Untersuchungen variieren dabei stark und zeigen die Vielseitigkeit des FEM-Ansatzes. Im Gegensatz zu den analytischen Modellansätzen nach *Hocheng & Dharan* und *Hocheng & Tsao* ermöglicht die numerische, rechnergestützte Vorgehensweise eine direkte Berücksichtigung der Lastverteilung an den Werkzeugschneiden und die Modellierung von Geometriemerkmale wie dem Werkzeugdurchmesser und dem Spitzenwinkel. Plausible Interpretationen der Zerspanungsmechanismen können auf Basis von Spannungsverteilungen und Bruchkriterien getroffen werden.

## 2.4 Schnittkraftmodelle auf Basis des Spanungsquerschnittes

In der FEM- und DEM-Simulation kann für eine vollumfängliche Beschreibung des Bohrprozesses im Vergleich zum reinen Orthogonalschnitt keine vereinfachte 2D-Simulation verwendet werden. Die Berücksichtigung der Einflussgrößen wie die Schneidkantenverrundung, die diversen Kontaktreibungsvorgänge, der schwer definierbare Wärmetransport und das differenzierte Materialverhalten erfordern ein detaillierteres 3D-Modell. Des Weiteren kann beim Bohren kein ebener Verformungszustand angenommen werden, da über den Schneidkantenradius unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten und variierende Schneidkeilgeometrien herrschen. Unter Berücksichtigung der Rotation und einer besonders feinen Vernetzung im Hauptschneidenbereich weist die erforderliche 3D-Modellierung eine höhere Komplexität auf, wobei die Rechenzeit bei heutiger Computertechnik etwa mit der dritten Potenz der Modellgröße wächst [103]. Alternativen zur digitalen numerischen Simulation sollen daher nachfolgend aufgezeigt werden.

### a. Mechanistische Modellansätze in der CFK-Zerspanung

In der Metallzerspanung existiert eine Vielzahl von Schnittkraftmodellen, welche vereinfachte Berechnungen von Vorschub- und Schnittkräften zulassen. Dazu gehören rein mechanische Ansätze wie das Scherebenenmodell nach *Ernst & Merchant* sowie empirisch orientierte, mechanistische Ansätze, welche häufig die Abhängigkeit der Zerspanungskräfte vom Spanungsquerschnitt aufgreifen [3]. Dem letzteren ist insbesondere das Schnittkraftmodell nach *Victor & Kienzle* zuzuordnen [104, 105]. Die Modelle erlauben in der Metallzerspanung eine gute Abschätzung der Bearbeitungskräfte oder aber zumindest die Wiedergabe von Zusammenhängen innerhalb des Prozesses in Form von einfachen Gleichungen. In den letzten Jahren wurden die entsprechenden Ansätze von mehreren Autoren auf ihre Eignung für den Bereich der Verbundwerkstoffe untersucht. Die Modellierung von Zerspanprozessen erfordert dabei ein tiefgreifendes Verständnis der Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück und erlaubt somit im Umkehrschluss die Verifizierung theoretischer Überlegungen bezüglich der Zerspanmechanismen.

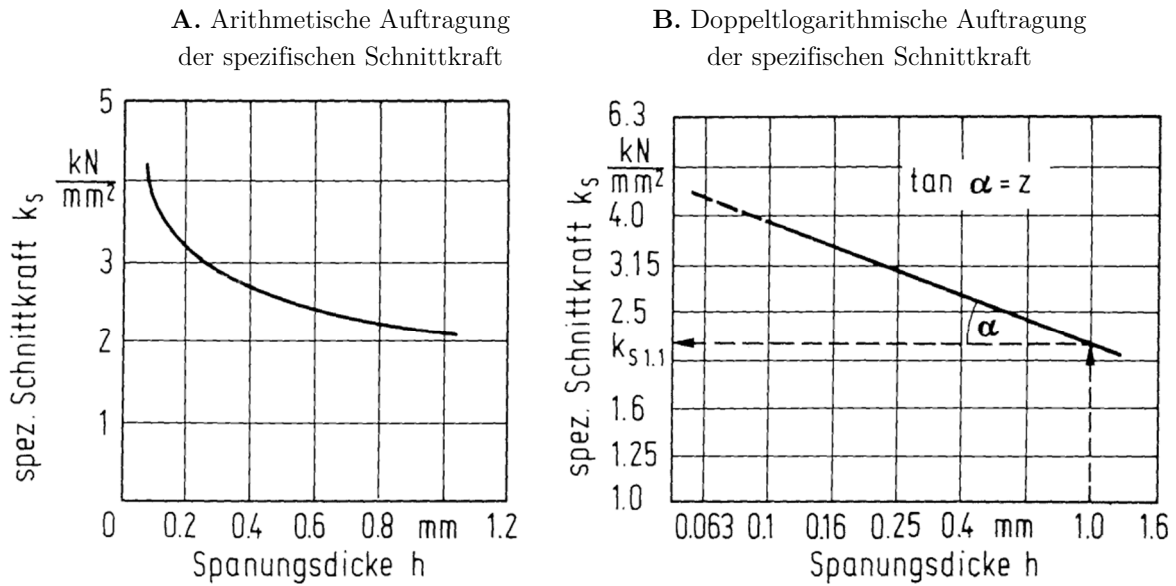
Das Scherebenenmodell nach *Ernst & Merchant* [106] gehört zu den grundlegendsten analytischen Modellen zur Bestimmung der Zerspankraftkomponenten. Das Modell beruht auf der elementaren Plastomechanik und verwendet stark vereinfachte Abbildungen der Kinematik (Verschiebung und Formänderung) und Kinetik (Spannungen und Kraftwirkungen) im Zerspanprozess. Die Autoren nehmen für ihre Theorie an, dass orthogonales Spanen, d.h. ebene Formänderung vorliegt und nur in der Scherebene mit konstantem Spannungszustand stattfindet. Zudem treffen sie die Annahme, dass die Zerspankraft senkrecht zur Arbeitsebene linienförmig in den Schneidkeil eingeleitet wird.

Bezüglich der Übertragbarkeit des Modells auf den Orthogonalschnitt von unidirektionalen FKV-Werkstoffen sind insbesondere die Arbeiten von *Takeyama & Iijima* [107], *Bhatnagar et al.* [108] sowie *Zhang et al.* [109] zu nennen. Die Grundlage der Modelle bilden jeweils Beobachtungen des Spanbildungsprozesses. Während in [107] und [108] das Scherebenenmodell nach *Ernst & Merchant* direkt aufgegriffen wird, betrachten *Zhang et al.* den Zerspanprozess differenzierter. Aufgrund der Schneidkantenverrundung ordnen die Autoren unterschiedlichen Regionen in der Schneidenkontaktzone spezifische Verformungsmechanismen zu. Es wird angenommen, dass an der Spanfläche Scherbeanspruchung vorherrscht, im Bereich der Schneidkantenverrundung eine reine Druckzone entsteht und unterhalb der Freifläche elastische Verformung stattfindet. Aus den mechanischen Zusammenhängen resultieren zumeist sehr komplexe Gleichungssysteme, welche die Zerspankräfte häufig nur für spezifische Faserorientierungen gut widerspiegeln oder aber Abweichungen bis in den hohen zweistelligen Bereich aufweisen.

In den Abwandlungen des Scherebenenmodells für FKV-Werkstoffe wird eine Vielzahl von Einflussfaktoren erfasst, welche aber auch gleichzeitig die Grenzen des Modells aufzeigen. Eine Schnittkraftgleichung, die alle Einflussgrößen auf die Zerspankraft exakt berücksichtigt, kann nach dem derzeitigen Stand der Erkenntnisse nicht angegeben werden, da viele Einflussgrößen keinen eindeutigen Gesetzmäßigkeiten unterliegen. Obgleich auch empirische CFK-Zerspankraftmodelle existieren, sind diese für die praktischen Anwendungen zu unhandlich und auf Grund der schwierigen Bestimmung der einzelnen Koeffizienten wenig praktikabel. Eine Auflistung entsprechender Modelle liefert *Lazar* [110] wobei die Anzahl der zu bestimmenden empirischen Kennwerte teilweise bis in den zweistelligen Bereich reicht.

Eine praxisnahe Lösung des Problems in der Metallbearbeitung liefert die Nutzung der spezifischen Schnittkraft. Die spezifische Schnittkraft beschreibt dabei die Energie, die aufgebracht werden muss, um ein definiertes Volumen des zu zerspanenden Materials zu entfernen. Streng genommen kann die spezifische Schnittkraft als Werkstoffkennwert angesehen werden, welcher unter  $0^\circ$  Spanwinkel im orthogonalen Schnitt bestimmt wird. Allerdings ist es in der Literatur ebenfalls üblich verfahrensbezogene spezifische Schnittkräfte zu verwenden. Nach *Witte* [111] muss die spezifische Schnittkraft nicht zwingend als feste physikalische Größe angesehen werden. Das mechanistische Zerspankraftmodell sagt die vorherrschenden Kräfte im Zerspanprozess aus der Korrelation des Spannungsquerschnitts mit dem spezifischen Schnittkraftwert voraus. Die zur rechnerischen Ermittlung der Zerspankraft bekanntesten und am häufigsten verwendeten Grundlagen wurden von *Kienzle* [104] für das Drehen aufgestellt.

Sie schlossen an die Untersuchungen von *Salomon* [112, 113] an, welcher bereits 1926 entdeckte, dass zwischen Spanungsdicke und spezifischer Kraft ein näherungsweise exponentieller Zusammenhang besteht. *Kienzle & Victor* wiesen eine direkte Proportionalität der Zerspangkraftkomponenten zur Spanungsbreite  $b$  und eine exponentielle Abhängigkeit zur Spanungsdicke  $h$  nach. Die spezifische Schnittkraft  $k_c$  wird seither im Metallbereich über die Spanungsdicke aufgetragen (vgl. *Bild 2-17*). Im Bereich sehr kleiner Spanungsdicken ist zu beachten, dass dort nicht extrapoliert werden darf, da hier zumindest nicht dieselbe Exponentialfunktion Gültigkeit besitzt.



**Bild 2-17** Spezifische Schnittkraft für Stahl in Abhängigkeit von der Spanungsdicke in **A** arithmetischer Darstellung und in **B** doppeltlogarithmischer Darstellung [114].

Anmerkung: In der Abbildung wird abweichend von der gängigen Nomenklatur der Index  $s$  für die spezifische Schnittkraft sowie die Variable  $z$  zur Beschreibung der Steigung verwendet.

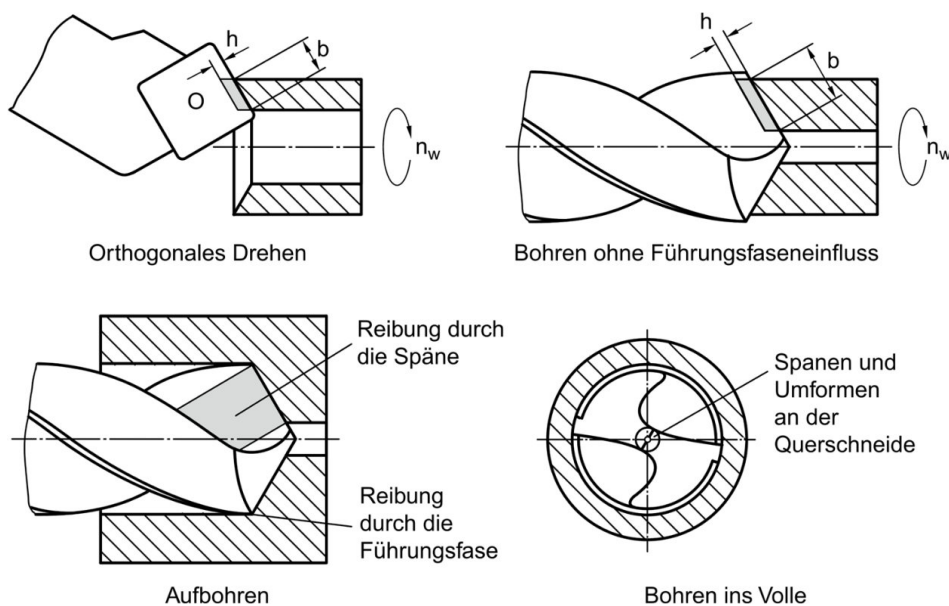
Die Abhängigkeiten für die beiden Hauptkraftkomponenten beim Bohren lassen sich gemäß Gleichung (2.10) und Gleichung (2.11) beschreiben [115].

$$F_f = k_{f1.1} * b * h^{(1-m_f)} \quad (2.10)$$

$$F_c = k_{c1.1} * b * h^{(1-m_c)} \quad (2.11)$$

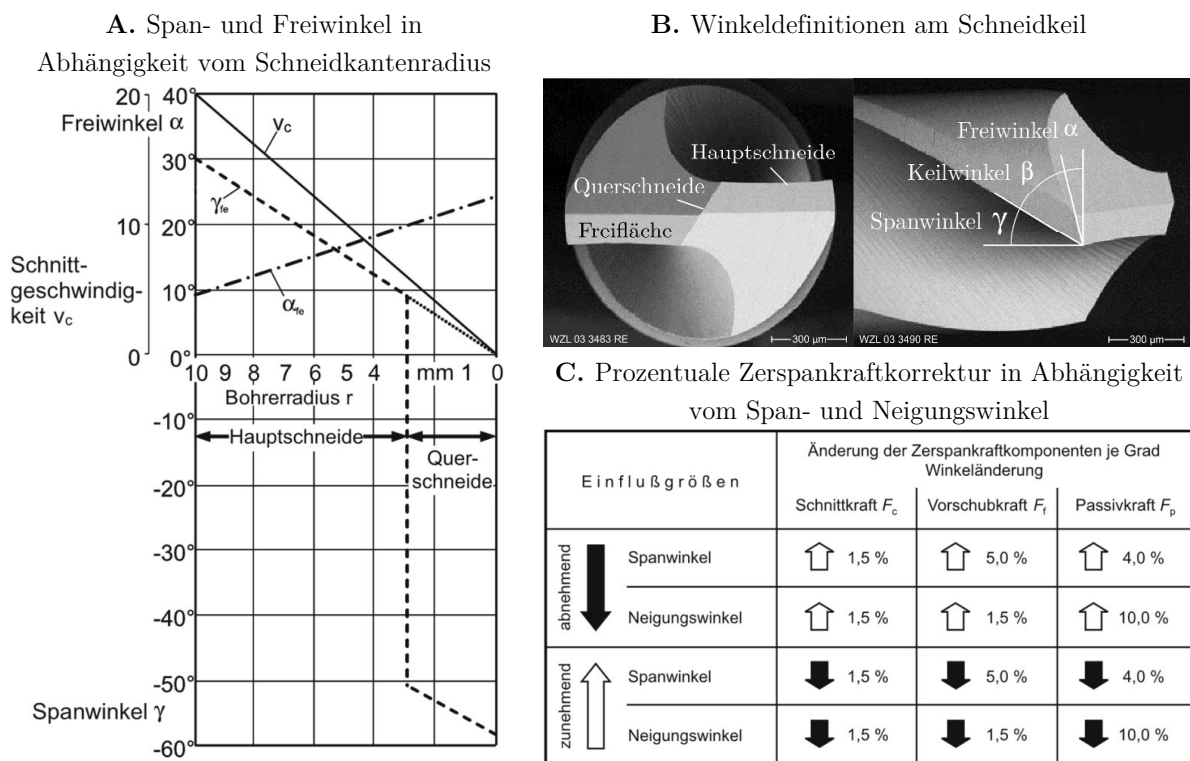
Für die Indizierung  $i$  gilt, dass  $f$  dem Kraftanteil in Vorschubrichtung entspricht und  $c$  dem Kraftanteil in Schnittrichtung. Der Hauptwert der spezifischen Kraft  $k_{i1.1}$  gilt für einen Spanungsquerschnitt mit  $h = b = 1$  mm und stellt einen extrapolierten Wert dar. Zur Ermittlung der Steigung  $m_i = \tan \alpha$  wird der empirisch ermittelte exponentielle Zusammenhang zwischen Spanungsdicke und Schnittkraft doppeltlogarithmisch aufgetragen (siehe *Bild 2-17 B*).

Ein unmittelbarer Vergleich der  $k_{i1.1}$ -Werte zur Kennzeichnung der Zerspanbarkeit oder der zum Spanen erforderlichen Energie ist nicht zulässig, denn die Anstiegswerte  $m_i$  können sehr unterschiedlich ausfallen. Aus  $m < 1$  folgt, dass bei gegebenen Spanungsquerschnitt der Schnittkraft- und Leistungsbedarf mit geringerer Spanungsdicke wächst. Der physikalische Grund liegt nach [116] in höheren Reibanteilen bei geringeren Spanungsdicken. Für die Anwendung des Schnittkraftmodells für das Bohren sind im Speziellen die Arbeiten von *Victor* [105], *Spur* [117] und *Witte* [111] hervorzuheben. Sie stellen übereinstimmend dar, dass die Grundlagen nach *Kienzle* mit hinreichender Genauigkeit für alle spanenden Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide im Metallbereich Gültigkeit besitzen. Für das Bohren können die Berechnungsformeln aus der *Kienzle*-Gleichung für den Drehversuch und den grundlegenden mathematischen Beschreibungen des Spanungsquerschnitts an der Bohrerhauptschneide hergeleitet werden. Diesbezüglich ist die Arbeit von *Witte* von großer Bedeutung, da sie die universelle Anwendbarkeit der Berechnungsmethode hervorhebt. *Witte* eliminiert über das Dekompositionsprinzip gemäß *Bild 2-18* verfahrensspezifische Einflussfaktoren und weißt unter Berücksichtigung der Werkzeugkeilgeometrie eine Übertragbarkeit der spezifischen Schnittkräfte aus dem orthogonalen Drehversuch auf die Bohrbearbeitung nach. Bei dieser Vorgehensweise werden ähnliche Zerspanungsmechanismen unterschiedlicher Fertigungsverfahren miteinander verglichen. So kann beispielsweise beim Bohren der Einfluss der Reibung der Führungsfase durch das Längsdrehen oder aber das Bohren ohne Führungsfaseneinfluss durch orthogonales Drehen abgebildet werden. Gleichmaßen kann auch der Querschneideneinfluss durch den Vergleich eines Aufbohrprozesses mit dem Bohren ins Volle bestimmt werden.



**Bild 2-18** Dekompositionsprinzip zur Identifizierung von fertigungsverfahrensabhängigen Anteilen an der spezifischen Zerspankraft [114].

Neben den verfahrensabhängigen geometrischen Einflussgrößen beim Bohren (Span- und Fasenreibung, Querschneide, Drallwinkel, Spitzenanschliff) identifiziert *Witte* auch verfahrensunabhängige Einflussfaktoren auf die Zerspankräfte wie die Schnittgeschwindigkeit, den Spanwinkel und den Einstellwinkel. Häufig kann eine Korrektur dieser Einflussgrößen über einen Proportionalitätsfaktor erfolgen oder aber ein einfacher Produktansatz gewählt werden. Bei Winkeländerungen von Span- und Neigungswinkel gegenüber dem Grundwert sind beispielsweise je nach Werkstoff prozentuale Änderungen pro Grad Winkelabweichung die Praxis [111]. Da sich die Keilgeometrie aber gerade beim Bohrwerkzeug über den Radius stark ändert (siehe *Bild 2-19*), kann die Korrekturfunktion hierbei beliebige Komplexität erreichen, sofern die Scheidengeometrie exakt erfasst werden soll.



**Bild 2-19** A/B. Winkeldefinitionen und -abhängigkeiten vom Bohrerradius und C. prozentuale Korrekturfaktoren für die spez. Schnitt- und Vorschubkraft beim Drehen [103, 111].

Verfahrensspezifische Schnittkräfte umgehen diese Problematik indem sie bereits korrigierte Schnittkräfte oder näherungsweise Mittelwerte liefern, welche aus der Gesamtgeometrie des Werkzeuges resultieren. Trotz der vereinfachten Betrachtungsweise der Spanungsmechanismen und der resultierenden Kräfte beim Spanbildungsprozess, kann das Schnittkraftmodell nach *Kienzle* dadurch in der Metallzerspanung als das zweckmäßigste Berechnungsverfahren für die Praxis angesehen werden [118]. Das Anwendungsgebiet liegt dabei bisher ausschließlich bei der Berechnung von Kraftkomponenten unter konstanten Maschinenparametern bei konstanter (Bohren, Drehen) sowie variierender (Fräsen) Spanungsdicke.

Im Bereich der FKV-Zerspanung hat sich die Anwendung der spezifischen Schnittkräfte zur Prozessmodellierung noch nicht in dem Maße durchgesetzt wie es aus der Metallbearbeitung berichtet wird [3]. Dementsprechend stehen keine umfangreichen Tabellenwerke zur Verfügung, wie sie beispielsweise von *König et al.* [119] für die spezifischen Zerspankräfte in Metall bekannt sind. Die Ursache für diesem Umstand kann in den inhomogenen Werkstoffeigenschaften sowie der großen Vielfalt an Werkstoffzusammensetzungen gesehen werden. Zudem sind die spezifischen Schnittkräfte entsprechend der Spanbildungsprozesse ebenfalls abhängig von der Faserorientierung.

Ein Großteil der bisher vorhandenen Arbeiten setzt sich daher mit der Ermittlung und dem Einfluss faserorientierungsabhängiger Schnittkraftkoeffizienten auseinander. Grundsätzlich steigen die spezifischen Schnittkräfte mit Überschreiten einer Faserorientierung von  $90^\circ$  zur Schneide am stärksten an. Die exponentielle Zunahme der spezifischen Schnittkräfte mit abnehmender Schnitttiefe entspricht erwartungsgemäß dem Verhalten von homogenen Metallen. Da in einem multidirektionalen Laminat grundsätzlich mehrere Faserorientierungen angenommen werden müssen, ist ein spezifischer Schnittkraftwert erforderlich, welcher den Mittelwert aus unterschiedlichen Faserorientierungen darstellt. *Wang et al.* [43, 120] berichten, dass sich bei der Zerspanung von FKV jede Einzellage in einem Verbund bezüglich der Zerspanungseigenschaften unabhängig von den anderen Lagen verhält. Sie schließen daraus, dass zur Berechnung von Kräften das Superpositionsprinzip angewandt werden kann. Somit kann in der Konsequenz eine durchschnittliche spezifischer Schnittkraft für einen Mehrlagenverbund mit variierender Faserorientierung angegeben werden.

Generell ist an dieser Stelle anzumerken, dass die Anzahl der Forschungsarbeiten im Bereich der Modellierung von Fräsprozessen oder des orthogonalen Schnittes in FKV mittels mechanistischer Ansätze höher ist als in der Bohrbearbeitung. *Hocheng & Puw* [121] ermittelten empirisch aus Hobelexperimenten eine faserorientierungsspezifische Funktion der spezifischen Schnittkraft zur Vorhersage der Bearbeitungskräfte bei der Fräsbearbeitung von Laminaten mit  $0^\circ$  und  $90^\circ$  Faserorientierung. Das Modell besitzt für abweichende Faserorientierungen allerdings keine Gültigkeit.

*Sheikh-Ahmad & Yadav* [122] erweiterten daher das genannte Modell für einen größeren Faserorientierungsbereich. Die Abhängigkeit der spezifischen Schnittkraft und der Spankräfte von der Faserorientierung wurde aus Fräsversuchen mittels Einscheider in unidirektionalen Laminaten ermittelt und kann durch eine trigonometrische Funktion wiedergegeben werden. Experiment und Modell zeigen für UD- und MD-Lamine eine gute Übereinstimmung.

Allerdings werden für die Bestimmung der spezifischen Schnittkraft weiterhin sechs Koeffizienten benötigt und es kann maximal eine Spanungsdicke von 0,2 mm abgebildet werden.

*Karpat et al.* stellen in ihren Veröffentlichungen ein vergleichbares Modell vor, welches auch für komplexere Werkzeuggeometrien gültig ist (spiralisierte und gerade genutete Zwei- und Mehrfachschneider) [124, 125]. Sie greifen auf die mechanistischen Grundmodelle für Metalle aus [126] und [127] zurück und erweitern diese um die sinusförmige Abhängigkeit der Kraftkomponenten von der Faserorientierung. Aufgrund der Verwendung von beschichteten Werkzeugen werden Verschleißmechanismen nicht berücksichtigt. In [128–130] erfolgt die Vorstellung von mechanistischen Modellen für die Bohrabarbeitung von Composite-Laminaten, wobei die Arbeit von *Karpat et al.* [128] auf den Veröffentlichungen von *Langella et al.* [129] und *Pirtini & Lazoglu* [130] aufbaut. Kern der Untersuchungen ist jeweils eine möglichst genaue Beschreibung der geometrischen Einflussfaktoren des Werkzeuges. So führen *Langella et al.* ein radiales Koordinatensystem ein, welches den Ursprung an der Werkzeugspitze hat. Für die Vorschubkraft  $F_z$  und das Drehmoment  $M_z$  kann ohne Herleitung nach [129] geschrieben werden:

$$F_z = 2B \times 10^{-1,089\gamma} (f/2)^{0,5} \times \int_{r_p/R}^{r(h)/R} \left( 1 - \frac{w^2 \sin^2(\sigma/2)}{2\rho^2 R^2} \right) R \sin(\sigma/2) d\rho \quad (2.12)$$

$$M_z = 2[A + B \times 10^{-1,089\gamma} (f/2)] \times \int_{r_p/R}^{r(h)/R} \left( 1 - \frac{w^2 \sin^2(\sigma/2)}{2\rho^2 R^2} \right) \rho R^2 d\rho \quad (2.13)$$

Beide Gleichungen bestehen aus zwei Komponenten. Einem Schnittkraftgesetz vor dem Integral, welches vom Spanwinkel  $\gamma$  und dem Vorschub  $f$  abhängig ist, und einer Korrekturfunktion, in welche die Geometriemerkmale des Werkzeuges in Abhängigkeit von der radialen Koordinate  $\rho$  eingehen. Hierbei entspricht  $R$  dem Gesamtradius des Werkzeuges,  $r$  dem Radius auf dem der aktuell betrachtete Schneidenpunkt liegt,  $h$  ist die Spandicke,  $w$  die halbe Querschneidenlänge und  $\sigma$  der Spitzenwinkel. Mit den Koeffizienten  $A$  und  $B$  wird jeweils die spanwinkelabhängige spezifische Schnittkraft berechnet. Die Integrationsgrenzen und der Spanwinkel müssen wiederum in Abhängigkeit von unterschiedlichen Einflussgrößen berechnet werden, was das Modell trotz der geringen Anzahl von zwei experimentell zu ermittelnden Koeffizienten sehr komplex gestaltet. Der Querschneideneinfluss wird nochmals gesondert modelliert. Das Modell weist eine geringe Abweichung von maximal 8 % im Vergleich zu experimentellen Daten in drei verschiedenen Composite Werkstoffen auf.



Die Verifizierung erfolgte allerdings mit tendenziell höheren Vorschüben von 0,125 mm/U und 0,25 mm/U. Die beste Übereinstimmung ergab sich für große Spitzenwinkel von 160° welche dem orthogonalen Schnitt sehr nahekommen. Während die bereits beschriebenen Untersuchungen mit Werkzeugen aus der Metallbearbeitung durchgeführt wurden, nutzen *Karpat et al.* [128] das gleiche Modell um Bohrprozesse in unidirektionalen Laminaten mit CFK-spezifischen Werkzeugen nachzubilden. Sie verfeinern das Modell zudem hinsichtlich faserorientierungsabhängiger spezifischer Schnittkräfte und der Implementierung von spezifischen Schnittkräften für Schneidecken- und Kanten, welche nicht direkt an der Spanbildung beteiligt sind (Schneidenübergänge, Umfangsschneide). Beide Modelle gehen von ideal scharfen Schneiden aus und berücksichtigen den Werkzeugverschleiß nicht.

Neben den bereits genannten Publikationen wurden spezifische Schnittkräfte in weiteren Arbeiten für die Modellierung von Zerspankräften bei konventionellen Bearbeitungsverfahren von FKV genutzt [131–133]. Aufgrund der vielfältigen Varianten der Modellansätze, welche sich teils mehr oder weniger stark unterscheiden, ist eine umfängliche Diskussion aller Modelle nicht zielführend. An dieser Stelle soll hingegen auf den Bereich (der Modellierung) der Mikrozerspanung eingegangen werden. Auf diese Weise werden weiterführende Aspekte beleuchtet, welche im Speziellen für die Modellierung der konventionellen FKV-Zerspanung mit definierter Schneide von Bedeutung sind. Es wird aber ausdrücklich nicht auf charakteristische Einflussgrößen im Bearbeitungsprozess an sich, oder Größen- und Skalierungseffekte in der Mikrozerspanung eingegangen. Hierzu sei auf die entsprechenden Veröffentlichungen von *Mahr*, *Quito* und *Twardy* verwiesen, welche sich ausführlich und umfassend mit dieser Thematik auseinandergesetzt haben [134–136]. Ziel ist es viel mehr die Grundlagen der geometrischen Verhältnisse aufzuzeigen, welche auch für die konventionelle Bohrbearbeitung von CFK relevant sind.

#### **b. Berücksichtigung des Schneidkantenradius und Modellansätze für die Mikrozerspanung von CFK**

Im Bereich der Metallzerspanung ist das Verhältnis von Spanungsdicke zum Schneidkantenradius  $h/r_\beta \gg 1$ . Dies ist die Ursache, dass eine prozentuale Korrektur der spezifischen Kraft nach *Witte* zur Berücksichtigung der Winkeleinflüsse praktikabel ist. Bei der Zerspanung von FKV-Werkstoffen und insbesondere bei duroplastischen CFK-Werkstoffen ist ein Verhältnis  $h/r_\beta < 1$  keine Seltenheit. Der tatsächlich geschliffene Spanwinkel verliert dadurch an Einfluss auf die Schnittkräfte und die Schneidkantenverrundung bestimmt primär den effektiven, tatsächlich wirkenden Spanwinkel für den Bearbeitungsprozess.



Im Bereich der Mikrozerspanung treten prinzipiell nur negative effektive Spanwinkel auf, wodurch der Werkstoff bei den gegebenen Größenverhältnissen nicht mehr primär durch mechanische Scherung getrennt wird. Entscheidend für den effektiv wirkenden Spanwinkel bei verrundeten Schneiden ist grundsätzlich das Verhältnis zwischen Spannungsdicke und Schneidkantenverrundung. Erreicht der Quotient Werte die kleiner als eins sind, ist der effektive Spanwinkel negativ. Reines Ploughing tritt nach *Chae et al.* [143] bei unterschreiten einer Mindestspannungsdicke auf, welche vor allem vom Werkstoff abhängig ist. *L'Vov* bestimmt die Mindestspanndicke in Abhängigkeit von der Schneidkantenverrundung und es kann der nachfolgende mathematische Zusammenhang angegeben werden [144]:

$$h_{sp,min}/r_\beta = (1 - \cos \omega) \quad (2.14)$$

Hierbei ist  $\omega$  der Scherebenenwinkel, welcher unter der Annahme von  $\omega = 45^\circ$  für Stahl einen Quotienten von 0,293 ergibt. In der Konsequenz spiegelt *Gleichung (2.14)* den Grenzquotienten für reines Ploughing wider. Insbesondere bei großen Spannungsdicken kann nicht grundsätzlich angenommen werden, dass negative Spanwinkel Ploughing hervorrufen. *Vogler et al.* [145] und *Yuan et al.* [146] geben für die Stahlbearbeitung Grenzwerte zwischen 0,2 und 0,4 an, um oberhalb dieser Werte mechanische Scherung zu gewährleisten. Ploughing-Effekte beeinflussen die Prozesskräfte und die spezifischen Schnittkräfte deutlich, da vor allem eine höhere Kraft senkrecht zur bearbeiteten Oberfläche eingebracht wird [134]. Die Erhöhung der spezifischen Schnittkräfte bei der Reduzierung der Spannungsdicke ist dabei nichtlinear.

Im Bereich des Mikrofräsens von Metallen wurde Ploughing bereits erfolgreich in mechanistische Zerspankraftmodelle auf Basis spezifischer Schnittkräfte integriert [135, 136]. Dabei erfolgt eine Unterteilung des Zerspanprozesses an der Hauptschneide in einen scherdominierten und einen ploughing-dominierten Schneidenbereich. Unterscheidungsmerkmal hierfür ist die Mindestspannungsdicke. Auch das ursprüngliche Schnittkraftgesetz nach *Kienzle* hat in die Modellierung von Mikrobohrprozessen in Metall Einzug erhalten. *Klocke et al.* [147] modifizierten die ursprüngliche Gleichung und nutzen für den Grundwert  $k_{f1,1}$  der spezifischen Vorschubkraftkraft eine Spanfläche von  $1 \mu\text{m}^2$ .

Die Zusammenhänge zwischen Schneidkantenradius, (Mindest-)Spanungsdicke und effektivem Spanwinkel sind bestimmend für die Modellansätze der Mikrozerspanung von CFK und Metall. *Anand & Patra* [52] präsentieren ein mechanistisches Modell für das Mikrobohren von CFK-Verbundwerkstoffen. Dabei liegt besonderes Augenmerk auf der Implementierung des effektiven Spanwinkels  $\gamma_{eff}$  nach *Gleichung (2.15)*. Bezüglich der geometrischen Beziehungen zur Herleitung des mathematischen Zusammenhangs sei an dieser Stelle auf *Abschnitt 6.2* verwiesen.

$$\gamma_{eff} = \sin^{-1} \left( \frac{h}{r_\beta} - 1 \right) \quad (2.15)$$

Aufgrund des Größenverhältnisses von Bohrwerkzeug zu Lagendicke müssen die abwechselnden Phasen von Matrix und Faser separat modelliert werden. Dies erfordert unterschiedliche spezifische Schnittkraftkoeffizienten für die jeweils im Zerspanprozess dominierenden Werkstofftypen. In [148] belegt *Anand et al.* die Eignung des exponentiellen Ansatzes nach *Kienzle* für das Mikrobohren von CFK unter Berücksichtigung des Verhältnisses von Spanungsdicke zu Schneidkantenradius. Ausgehend von einem Hauptwert der spezifischen Schnittkraft bei  $h/r_\beta = 1$  lässt sich die spezifische Schnittkraft unterschiedlicher Kraftkomponenten mit einem Bestimmtheitsmaß  $R^2 > 96 \%$  abbilden. Die Modellierung von Kraftkomponenten im realen Zerspanungsprozess wird nicht thematisiert.

Generell werden in den Publikationen bezüglich der Mikrozerspanung unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung des effektiven Spanwinkels verwendet. *Gleichung (2.15)* stellt einen punktbezogenen effektiven Spanwinkel dar. Dieser bezieht sich auf einen einzelnen Schneidenpunkt auf Höhe der aktuellen Spanungsdicke  $h$  und wird in [149–153] verwendet. Alternativ wird in [154–156] ein durchschnittlicher effektiver Spanwinkel genutzt. Dieser fasst die Spanwinkel aller an der Zerspanung aktuell beteiligten Schneidenpunkte zu einem Mittelwert zusammen. *Zhou et al.* [157] stellen schließlich ein analytisches Zerspankraftmodell für die Mikrofräsbearbeitung von Stahl vor und vergleichen die beiden Ansätze. Der durchschnittliche Spanwinkel liefert dabei die verlässlicheren Simulationsergebnisse. Hervorzuheben ist diesbezüglich, dass auch hier wiederum der Quotient  $h/r_\beta$  zur Fallunterscheidung zwischen ploughing- und scherdominiertem Zerspanmechanismen und zur Berechnung des effektiven Spanwinkels herangezogen wird.

### c. Schlussfolgerungen

Dieser Abschnitt hat gezeigt, dass es bereits umfangreiche Arbeiten zur Modellierung von Zerspankräften in FKV-Werkstoffen gibt. Aufgrund der hohen Anforderungen an die Rechenkapazitäten in der FEM sowie der eingeschränkten Abbildbarkeit der Prozesse mittels des Scherebenenmodells, liegt der Fokus vor allem auf mechanistischen Zerspankraftmodellen. Die Grundlagen hierfür wurden hauptsächlich in den Forschungsarbeiten zur spezifischen Schnittkraft in der Metallzerspanung mit definierter Schneide erarbeitet. Die ursprünglichen Modellansätze aus dem Orthogonalschnitt sowie der Dreh-, Bohr- und Fräsbearbeitung wurden bereits erfolgreich unter verschiedenen Randbedingungen auf die CFK-Bearbeitung übertragen. Wie *Anand* [52] gezeigt hat, sind die Ansätze außerdem auch für spezielle Bearbeitungsprozesse wie die Mikrozerspanung geeignet.

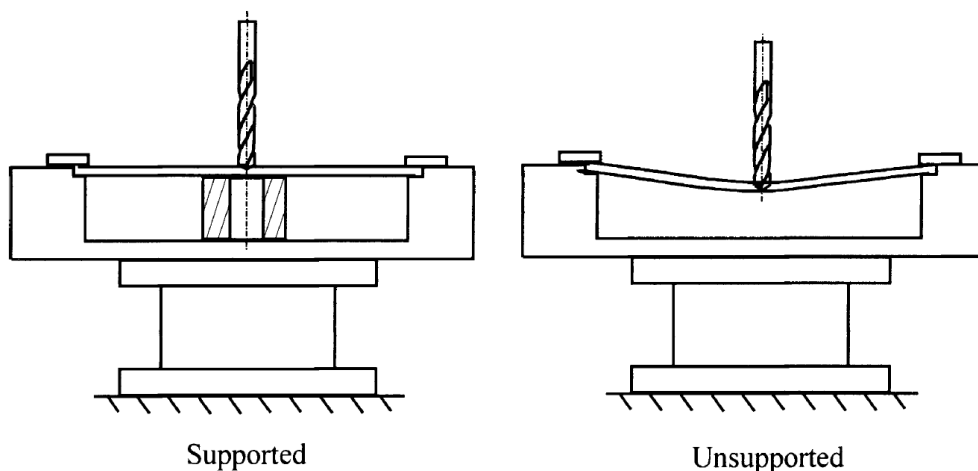
Von einem sehr praktisch orientierten Zerspankraftmodell für die CFK-Zerspanung wurde bisher noch nicht berichtet. Da mechanistische Modelle stets einen gewissen Anteil an empirischen Koeffizienten aufweisen, ist die Anzahl dieser in vielen Fällen als zu hoch einzustufen oder aber die Erfassung der Schneidengeometrie gestaltet sich als äußerst komplex. Insbesondere in der CFK-Zerspanung existiert eine Vielzahl an sehr individuellen Werkzeuggeometrien, welche diese Problematik in der Endanwendung verschärft. Trotz der Prozessspezifität ist ein Zerspankraftmodell auf Basis verfahrensbezogener spezifischer Zerspankräfte eine mögliche Alternative. Das ursprüngliche Schnittkraftmodell nach *Kienzle* zeichnet sich vor allem durch die universelle Anwendbarkeit für unterschiedliche Zerspanprozesse sowie durch die hohe Anpassungsfähigkeit durch Korrekturfaktoren aus. Da bisher hauptsächlich Modelle unter idealen Schnittbedingungen präsentiert worden sind, d.h. ohne Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes, ist dieser Faktor besonders zu berücksichtigen.

Gerade die Zerspanung von duroplastischen CFK-Werkstoffen erfüllt näherungsweise einige Randbedingungen der Mikrozerspanung. Hierzu zählt allem voran die geringe Spanungsdicke im unteren zweistelligen  $\mu\text{m}$ -Bereich. Es ist daher zu klären, in wie fern Ploughing-Effekte für die konventionelle CFK-Bohrbearbeitung eine Rolle spielen und unter welchen Bedingungen sie als Grundlage für eine Modellierung anwendbar sind.

## 2.5 Zerspanung von nachgiebigen FKV-Strukturen

Der systematischen Untersuchung der spanenden Bearbeitung von dünnwandigen oder nachgiebigen FKV-Strukturen wurde zum aktuellen Forschungsstand bisher wenig Aufmerksamkeit geschenkt. Des Weiteren finden sich in der Literatur wenige Arbeiten, welche die erforderliche Spanntechnik für die Zerspanung von FKV-Werkstücken thematisieren. Umfangreichere Untersuchungen sind bisher in der Metallbearbeitung zu finden [158–160], wobei die Zerspanung von nachgiebigen Metallbauteilen aufgrund von Ratterschwingungen und der enormen Schneidenbelastung problematisch ist. CFK bietet aufgrund des guten Dämpfungsverhaltens des Werkstoffes und der geringeren Härte mehr Freiraum bezüglich der Gestaltung der Spannsysteme. Der Forschungsstand in diesem speziellen Themengebiet soll nachfolgend vorgestellt und diskutiert werden. Fachverwandte Arbeiten aus dem Metallbereich werden dabei ebenfalls aufgeführt.

*Anmerkung:* Die Formulierungen der *labilen Einspannung* und des *labilen Bohrprozesses* sind per Definition nur eingeschränkt korrekt, da sich die Labilität auf die Werkstückeigenschaften am Bearbeitungspunkt bezieht. Die Einspannung sowie der Bohrprozess weisen im eigentlichen Sinne der Untersuchungen keine Labilität auf. Im Rahmen der Untersuchungen werden die Begriffe der Einfachheit halber mit dem Bohren nachgiebiger oder labiler CFK-Strukturen gleichbedeutend definiert. Als korrekte Formulierung kann die Definition als *instationärer* Bohrprozess angesehen werden, da die Folge der Nachgiebigkeit variable Maschinenparameter während eines einzelnen Bohrprozesses sind.



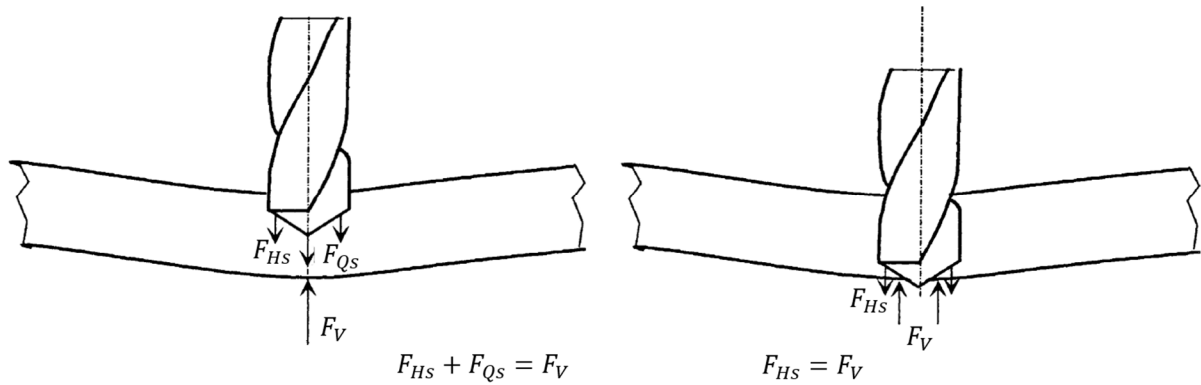
**Bild 2-21** Versuchsaufbau zur Untersuchung des Einflusses der Werkstückabstützung auf die Bohrbearbeitung von GFK nach Capello [161].

Erstmalig hat sich Capello [161] im Jahre 2003 mit der Bohrbearbeitung von dünnen GFK-Laminaten auseinandergesetzt. Hierzu analysierte er den Bohrprozess unter nachgiebigen und unterstützten Bearbeitungsbedingungen (siehe Bild 2-21).

Zur Abstützung verwendete er eine Buchse. Betrachtet wurden die Bearbeitungskräfte, die Werkstückverformung und die Bohrungsqualität sowie das Delaminationsausmaß. Der Werkstoff wurde in seinen Ausführungen nicht im Detail spezifiziert. Die Angaben beschränken sich auf die Materialdicke von 2,2 mm bei einem Einzellagenflächengewicht von 200 g/m<sup>3</sup>. Den Abbildungen der Publikation nach zu urteilen handelt es sich um einen Gewebewerkstoff. Das Spiralbohrerwerkzeug hatte einen Durchmesser von 5 mm. Aus seinen Versuchsreihen können folgende Kernaussagen für die Bohrbearbeitung von nachgiebigen Verbundstrukturen getroffen werden:

- I. Die Verformung des Werkstückes aufgrund der Nachgiebigkeit führt zu einer erhöhten Prozessdauer und einem Durchschlagen des Werkstückes im Moment des Werkzeugaustritts.
- II. Die Bohrbearbeitung nachgiebiger Strukturen hat ein höheres Delaminationsausmaß zur Folge, obwohl die maximale Vorschubkraft des Prozesses geringer ist als unter unterstützten Bedingungen.
- III. Die kritische Vorschubkraft im Sinne von *Hocheng & Tsao* hat nur Gültigkeit, sofern es sich um einen konventionellen Bohrprozess handelt. Für die nachgiebige Bearbeitung sind andere Mechanismen ausschlaggebend.
- IV. Die Vorschubgeschwindigkeit im Material entspricht nicht dem eingestellten Maschinenparameter. Die reale Vorschubgeschwindigkeit variiert in Abhängigkeit von der relativen Bohrer- und Werkstückposition. Der höchste Wert wird zum Zeitpunkt des Durchschlagens erreicht. Dies geht mit einer Drehmomenterhöhung einher.

Für die Ursache der erhöhten Delaminationsneigung bei nachgiebigen Strukturen formuliert *Capello* zwei Thesen. Aufgrund der kurzzeitig erhöhten Vorschubgeschwindigkeit während des Rückfederprozesses des Werkstückes entsteht ein negativer Freiwinkel [160] und die Freifläche des Werkzeuges liegt auf den verbleibenden Lagen auf. Diese Änderung der Lasteinleitung wirkt bei hohem Vorschub wie ein Stempel und führt zu erhöhter Delamination bei geringerer Last. Als weitere Ursache wird eine schlagartige Lastumverteilung angenommen, welche in der konventionellen Bohrbearbeitung nicht auftritt (siehe *Bild 2-22*). Beim Standardbohrprozess verringert sich die Vorschubkraft mit Austritt des Werkzeuges aus dem Laminat und die Hauptschneiden üben eine verringerte Last auf die verbleibenden Lagen aus. Bei der labilen Bohrbearbeitung bleibt aufgrund der Verformung des Werkstückes die Last erhalten und wird schlagartig auf die im Eingriff verbliebenen Hauptschneiden umverteilt.



**Bild 2-22** Darstellung der Lastumverteilung beim Bohrungsaustritt ohne Abstützung nach Capello [161].

$F_{HS}$  = Hauptschneidenlast,  $F_{QS}$  = Querschneidenlast,  $F_V$  = Rückfederkraft.

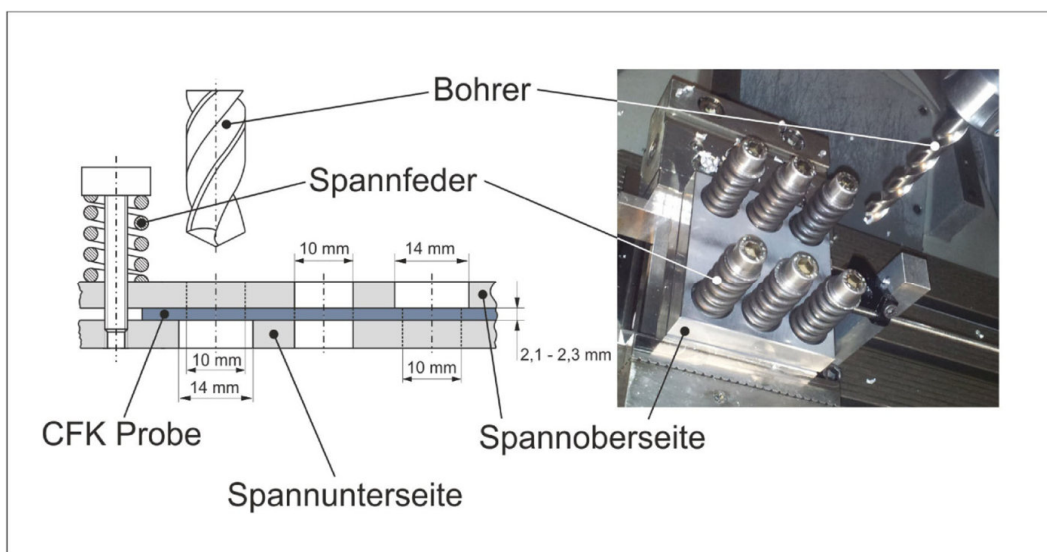
Die Kombination beider Effekte ist nach Capello ausschlaggebend für die Schädigungsentstehung. Infolgedessen konstruiert er einen Prototyp eines hydraulischen Dämpfungssystems, welches die Rückfederbewegung des Werkstückes direkt abschwächt und die Bohrungsqualität verbessert.

Das Konzept der direkten Dämpfung von Bauteilen ist auch aus der Bearbeitung von dünnwandigen Metallgehäusen bekannt. Kolluru et al. [162, 163] haben Neoprenschichten und angepasste Dämpfungsmassen an einem Test-Gehäuse angebracht um das Schwingungsverhalten während der Fräsbearbeitung zu verbessern. Mittels Modalanalyse und FEM-Simulation konnte die Wirksamkeit der Dämpfung über einen breitbandigen Frequenzbereich nachgewiesen werden. Im Bearbeitungsprozess wurden die Schwingungsamplituden um Faktor vier verringert.

Die Auswirkungen von Schwingungen beim Bohren von labilen Werkstücken thematisieren auch Uhlman et al. [164] im Bereich der Zerspanung von langen rotationssymmetrischen Stahlbauteilen. Die Autoren beschreiben die Auswirkungen der Variation des Vorschubs auf den Zerspanprozess bei unterschiedlichen Aufspannsituationen. Vom quasi-statischen Zustand ausgehend wird die zulässige Durchbiegung des Bauteils in zwei Schritten erhöht. Im Vergleich zur quasi-statischen Spannsituation ergibt die Schwingungsmessung mittels Beschleunigungssensor am Werkstück Erhöhungen der gemittelten maximalen Beschleunigungsamplitude um 10 g. Eine Angabe zur Steifigkeit oder Nachgiebigkeit bei den unterschiedlichen Bearbeitungspositionen wird nicht gemacht. Die erhöhte Schwingungsneigung hat geringen Einfluss auf die Bohrungsqualität. Die Durchmesserabweichungen und die Randzonenbeeinflussung (überprüft durch Mikrohärte nach DIN EN ISO 14577) befinden sich im Toleranzbereich und lassen keine signifikante Beeinflussung von nachfolgenden Bearbeitungsprozessen erwarten (Reiben, Gewindeschneiden).



Im Bereich der CFK-Zerspanung finden sich Veröffentlichungen zu den Auswirkungen der Unterstützung des Werkstückes an der Bohrposition durch unterschiedliche Methoden. Die Abstützung mittels Buchse mit unterschiedlichen Durchmessern nach *Capello* wurde von *Heberger et al.* [165] aufgegriffen und in mehreren Aspekten erweitert. Im Gegensatz zu *Capello* verwenden die Autoren ein quasi-isotropes CFK-Gelege mit einer Dicke von 2,1 mm bis 2,3 mm. Der Versuchsaufbau besteht aus einer beidseitigen Abstützung auf Ober- und Unterseite des Werkstückes in welche Vorbohrungen eingebracht sind. Ein Federmechanismus erlaubt die Einstellung der Spannkraft zwischen 319 N und 6377 N (siehe *Bild 2-23*).



**Bild 2-23** Aufbau zur Untersuchung der Bearbeitungsqualität bei der Bohrbearbeitung von CFK für unterschiedliche Spannsituationen [165].

Des Weiteren wurde die Härte des Materials der Spannunterseite variiert, um die negative Beeinflussung der Bohrungsqualität durch Spanförderung in das Innere der CFK-Bohrung zu verhindern (höhere Härte als CFK: Stahl und Aluminium, geringere Härte als CFK: PVC und Ureol). Die Untersuchungen bestätigen die Delaminationsverringering durch eine vorgebohrte Abstützung für kohlenstofffaserverstärkte Gelege. Abstützungen mit Vorbohrungen entsprechend dem Bohrerdurchmesser und nicht vorgebohrte Abstützungen haben eine vergleichbare Bohrlochqualität zur Folge, welche mit zunehmendem Durchmesser der Vorbohrungen abnimmt. Die Bewertung erfolgte dabei mittels Delaminationsfaktor. Ein Einfluss der Spannkraft auf das Bearbeitungsergebnis konnte nicht nachgewiesen werden. Der Ansatz der Verwendung einer Spannunterseite mit geringerer Härte als CFK konnte im Gegensatz zur Stahl- und Aluminiumvariante Einlagerungen von Metallspänen an der Bohrungswand im Verbundwerkstoff verhindern.

Der Nachteil dieser Abstützung sind höhere Durchmesserabweichungen im Vergleich zum Nennbohrungsdurchmesser aufgrund der höheren Nachgiebigkeit. Eine Einstufung und detaillierte Beschreibung der Abweichungen der Durchmesser auf Basis von gängigen Toleranzen wurde nicht vorgenommen.

Im Bereich der Mikrozerspanung von CFK konnten die angesprochenen positiven Effekte der vollständigen Unterstützung des Werkstoffes beim Bohren nicht eindeutig nachgewiesen werden. *Dogrusadik & Kentli* [166] benutzten ein Phenolharz sowie Holz als Abstützungsmaterial für ein CFK-Gewebe mit 2,0 mm Dicke. Aufgrund der geringen Bearbeitungskräfte haben die Maschinenparameter, Werkzeugverschleiß und die Größeneffekte einen höheren Einfluss auf die Delaminationsentstehung als abstützende Maßnahmen mit unterschiedlichen Materialien.

Die Verringerung der Push-Down Delamination bei der konventionellen CFK-Bearbeitung mittels einer steifen Bohrunterlage ist aus diversen Veröffentlichungen bekannt. *Hocheng & Tsao* setzten sich in ihren Arbeiten mit der flächigen Abstützung der Werkstücke an der Werkzeugaustrittsseite sowie aktiven Gegenkräften zur Reduktion der Delaminationsentstehung auseinander [76–78]. Der Schwerpunkt der genannten Arbeiten liegt in der mathematischen und analytischen Beschreibung der Abstützmechanismen und vorrangig in der Modellierung der Auswirkungen auf die kritische Vorschubkraft. Sie stellen eine Erweiterung des bereits beschriebenen Grundmodells dar (vgl. *Abschnitt 2.3*). In Ihren Berechnung konnten Sie eine Erhöhung der kritischen Vorschubkraft für die unterstützte Bohrbearbeitung von CFK mittels eines Kronen- und Spiralbohrers sowie eines Kernlochbohrers rechnerisch und experimentell nachweisen [77]. Der gleiche Nachweis konnte für aktive Abstützkräfte an der Bohreraustrittsseite erbracht werden. Im Experiment wurden die Kräfte durch Magnetfelder realisiert, um die Abstützung über die elektrische Spannung regeln zu können. Für ebene, flächige Bauteile wurde eine Zylinderspule verwendet welche einen Stempel gegen die Unterseite des Werkstücks drückt [78]. Röhrenförmige Bauteile konnten mittels eines externen elektrischen Magnets und einer magnetischen kolloiden Lösung im Innern des Rohrs unterstützt werden [76].

Im konkreten Fall der Bohrbearbeitung von nachgiebigen CFK-Strukturen gibt es vereinzelt Arbeiten, welche die Kernaussagen von *Capello* bestätigen und neue Ansätze in diesem Bereich formulieren. In [167] und [168] wird die These vertreten, dass ähnlich der kritischen Vorschubkraft ein Grenzwert existiert bis zu welchem labile Bohrbearbeitung möglich ist. Bei Überschreiten einer Grenznachgiebigkeit erhöht sich das Delaminationsausmaß. Hierzu wurden erste Bohrexperimente bei unterschiedlichen Bohrpositionen an einseitig eingespannten CFK-Platten durchgeführt.

*Eisseler* [168] stellt außerdem einen Ansatz zur Optimierung von Werkstückaufspannungen vor. Hierzu wurden Modal- und FEM Analysen an einer CFK-Platte in unterschiedlichen Spannsituationen durchgeführt. Erwartungsgemäß ergibt eine symmetrische Abstützung die höchste Steifigkeit und damit die beste Bohrungsqualität.

*Klotz et al.* [12] zeigen in ihrer Arbeit, dass die Grenzwertbetrachtung unabhängig von der Aufspannungsart ist. Die Bohrexperimente wurden an Vier- und Dreipunktaufspannungen durchgeführt. Sie unterteilen die erzielbare Bohrungsqualität in Abhängigkeit von den Spannpunktabständen in drei Bereiche. Im ersten Bereich ergibt sich ein gleichbleibender Delaminationsfaktor. In Bereich zwei steigt die Schädigung leicht und in Bereich drei stark an. Die Autoren fokussieren sich zudem auf die Modellierung des Verformungsverhaltens von nachgiebigen Platten unter Punktlast [18]. Zur Anwendung kommen die Theorien biegsamer Platten nach *Marcus* [169] und *Stiglat & Wippel* [170]. In Abhängigkeit von der Spannsituation wird empirisch ein Faktor bestimmt welcher mit der Steifigkeit der Platte, dem experimentell ermittelten Kraftverlauf und den Plattenabmaßen verrechnet wird, um den Verformungsverlauf der Platte zu ermitteln.

*Luo et al.* [171] stellen in ihrer Arbeit einen ersten Ansatz zur zeitabhängigen Modellierung von Prozesskräften für nachgiebige Bohrprozesse vor. Basis ist eine lineare Differentialgleichung in welche eine Funktion der spezifischen Schnittkraft nach *Lazar & Xirouchakis* [172], der Spanungsquerschnitt und die Winkelgeometrien des Bohrwerkzeuges mit eingehen. Außerdem greifen sie auf die verringerte relative Vorschubgeschwindigkeit zurück, welche bereits in [173] eingeführt wurde. Die Berechnung erfolgt phasenweise für Werkzeugeintritt, Volleingriff und Werkzeugaustritt. Der Schneidprozess wird für eine ideale Schneide angenommen. Die Schneidkantenverrundung und der Werkzeugverschleiß sowie Ploughing-Effekte (vgl. *Abschnitt 2.4*) werden dabei nicht berücksichtigt. Das beschriebene Differentialgleichungssystem ist symbolisch nicht lösbar. Die hohe Anzahl an Geometriemerkmalen (Neigungswinkel, Spanwinkel, Spitzenwinkel, Spiralwinkel, Querscheidenlänge) erfordern eine numerische Lösung. Die Anwendbarkeit ist daher als komplex zu bewerten. Insgesamt ist die Genauigkeit des Modells mit Abweichungen von  $< 10 \%$  gut. Für die Verifizierung des Modells wurden Bohrexperimente bei beidseitiger Einspannung einer 2 mm-CFK-Platte mit variierenden Spannabständen und Vorschubgeschwindigkeiten durchgeführt. Variationen der Schneidengeometrie oder des Werkstoffes werden experimentell nicht verifiziert.

### c. Schlussfolgerungen

Zum aktuellen Forschungsstand wurden bereits einige grundlegenden Mechanismen der Bohrbearbeitung nachgiebiger CFK-Bauteile dargelegt. Abgesehen von den Berechnungsmodellen zur kritischen Vorschubkraft nach *Hocheng & Tsao* und dem Modellansatz von *Lao et al.* sind die bisher durchgeführten Untersuchungen empirischer oder experimenteller Natur. Des Weiteren wurden die Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück im Fertigungsprozess nicht in ihrer Gesamtheit erfasst. Viele Einflussfaktoren, welche im Bereich der konventionellen Bohrbearbeitung Beachtung finden, wurden für labile Bearbeitungsprozesse noch nicht berücksichtigt. Hierzu zählen unter anderem die Anwendung von unterschiedlichen Werkzeuggeometrien, die Beurteilung der Auswirkungen von Verschleißphänomenen auf den Prozess sowie die Beeinflussung des Prozesses durch Variationen im Lagenaufbau. Die bisherigen Untersuchungen basieren primär auf der Interpretation von Messdaten der Zerspankräfte und der Verformung des Werkstückes sowie der Bewertung der Bearbeitungsqualität mittels Delaminationsfaktor. Eine optische Insitu-Beurteilung des Prozesses hat nicht stattgefunden.

Die Fertigungsqualität bei der labilen Bohrbearbeitung kann generell mit einer Erhöhung der Steifigkeit des Werkstückes verbessert werden. Unter dem Aspekt, dass ein erhöhtes Delaminationsausmaß erst ab einer definierten Grenznachgiebigkeit auftritt, kann allerdings auch ein anderer Ansatz verfolgt werden. Die Tolerierung einer Bauteilnachgiebigkeit, in deren Rahmen ausreichende Bohrlochqualitäten erzeugt werden können, kann die Komplexität von Spannvorrichtungen maßgeblich verringern. Hierzu muss dem Themenfeld der Formabweichungen erhöhte Aufmerksamkeit geschenkt werden. Diese sind neben dem Delaminationsausmaß maßgeblich für die Verwendung der Bohrungen als Verbindungselement.

Bei der konventionellen Bohrbearbeitung von CFK sind Vorschubstrategien wie die Vorschubverringern beim Austritt des Werkzeuges ein gängiges Mittel zur Verbesserung der Bohrlochqualität. Eine Betrachtung der eingestellten Maschinenparameter ist hierfür ausreichend. Um ähnliche Strategien für den labilen Bohrprozess anwenden zu können, ist es unerlässlich den zeitlichen Verlauf des Prozesses vorhersagen zu können. Eine praxisnahe theoretische Nachbildung des Prozesses wurde bisher noch nicht umgesetzt. Wie zuvor bereits beschrieben, treten beim labilen Bohrprozess größere Delaminationsschäden bei gleichzeitig geringeren Vorschubkräften auf. Um die Vorgänge bei der Lastumverteilung nach *Capello* im Bereich der Hauptschneiden besser zu begreifen bedarf es auch hier einer Modellierung zur Veranschaulichung, Beschreibung und Klärung der Belastungszustände im Laminat.

## 3 Erläuterung des Forschungsansatzes

### 3.1 Ableitung der Zielsetzung aus dem Stand der Technik

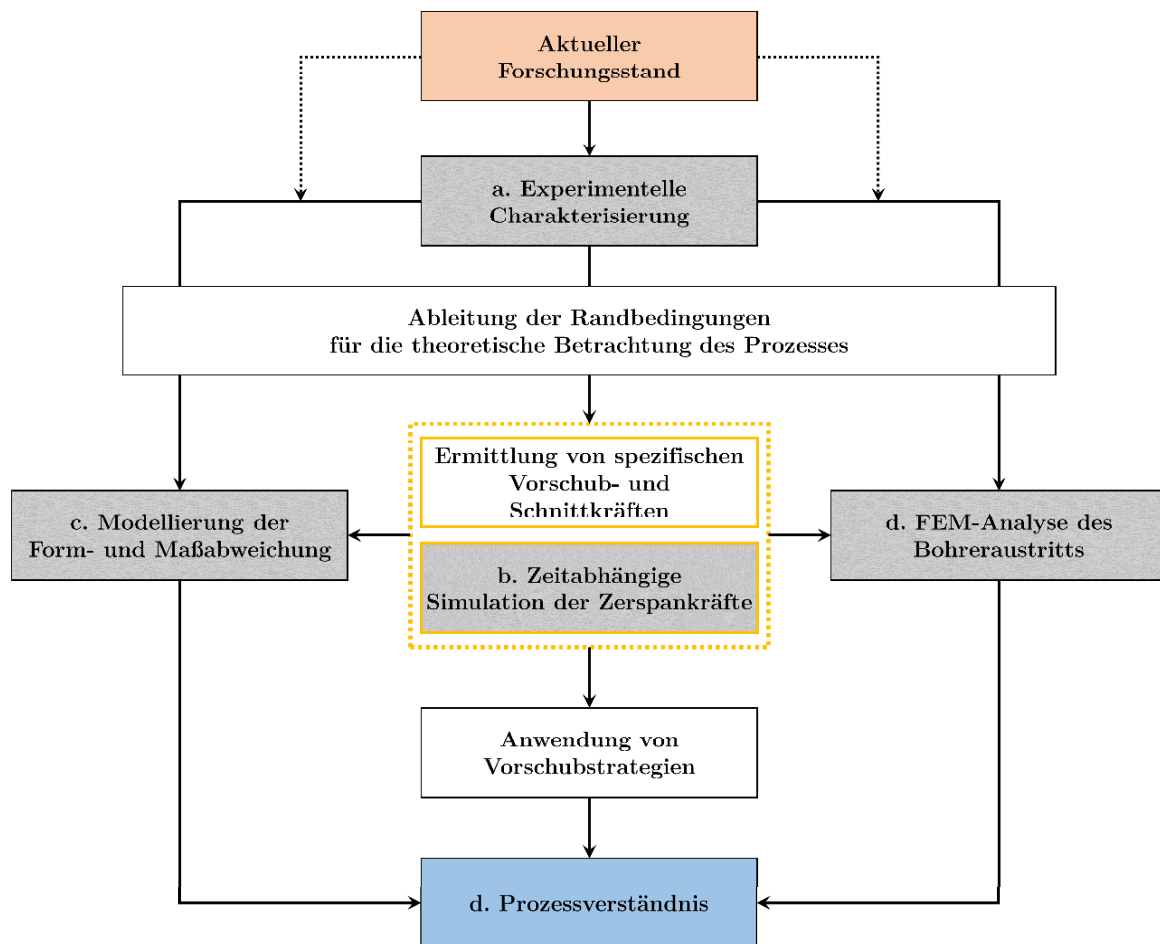
Die Ausführungen zum aktuellen Forschungsstand in *Kapitel 2* haben gezeigt, dass die Zerspanung und die konventionelle Bohrbearbeitung von FKV-Werkstoffen in vielen Bereichen ausführlich erforscht worden ist. Im Gegensatz dazu wurden zur Bohrbearbeitung nachgiebiger CFK-Werkstücke einige grundlegende Prozesszusammenhänge untersucht, jedoch ist dieser Spezialfall der spanenden Bearbeitung mit definierter Schneide noch nicht vollumfänglich erfasst worden. Defizite in diesem Forschungsfeld ergeben sich wie folgt:

- Die experimentelle Quantifizierung des labilen Bohrprozesses ist bisher lückenhaft. So finden u.a. die Variation (praxisnaher) Werkzeuggeometrien, unterschiedliche Verschleißzustände des Werkzeuges, unterschiedliche Spannsituationen, Werkstückschwingungen sowie der Lagenaufbau und die Abmessungen des Werkstückes keine Berücksichtigung hinsichtlich der nachgiebigkeitsabhängigen Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück.
- Die Qualitätsbeurteilung der Bohrungen beschränkt sich in erster Linie auf oberflächennahe Delaminationsentstehung. Die erzielbare Maßgenauigkeit bei einem instationären Bohrprozess und eine Modellierung der zu erwartenden Abweichungen wurde bisher nicht thematisiert.
- Ein praxisnaher Ansatz zur Berechnung der Kraftkomponenten im labilen Bohrprozess ist nicht vorhanden.
- Das Phänomen der Lastumverteilung beim Werkzeugaustritt wurde bisher experimentell analysiert. Die Nachbildung der Belastungszustände im Laminat ist nicht durchgeführt worden.
- Die Anwendung von Vorschubstrategien für den instationären Bohrprozess wurde bisher nicht untersucht.

Die Zielsetzung in dieser Arbeit liegt daher auf der Erweiterung des Kenntnisstandes zur Bohrbearbeitung von nachgiebigen CFK-Werkstücken auf experimenteller und theoretischer Ebene. Damit sollen die oben genannten Wissenslücken geschlossen werden, wodurch die Ableitung von Strategien zur Prozessanpassung und damit die Möglichkeit der Kosteneinsparung im Bereich der Spannsysteme erfolgen kann.

### 3.2 Strategische Vorgehensweise

Der Forschungsansatz zur Untersuchung des Themenkomplexes der labilen Bohrbearbeitung ist in *Bild 3-1* in Form einer Analysekette veranschaulicht. Um das Prozessverständnis und damit die Kenntnis über die Wechselwirkungen zwischen Werkzeug, Werkstück und Spannsituation zu verbessern, ist eine Unterteilung der Prozessbetrachtung sinnvoll. Grundsätzlich sollen in der *Experimentellen Charakterisierung* der labilen Bohrbearbeitung Aspekte des Bearbeitungsprozesses betrachtet werden, welche für die konventionelle Bohrbearbeitung von CFK bereits erforscht worden sind. Aufgrund des Einflussfaktors Nachgiebigkeit können diese nicht in vollem Umfang auf instationäre Bohrprozesse übertragen werden. In Kombination mit den Schlussfolgerungen aus den *Abschnitten 2.3, 2.4 und 2.5* dienen diese Untersuchungen als Basis für die theoretische Betrachtung des Bearbeitungsprozesses. Diese ist wiederum unterteilt in die *Modellierung der Form- und Maßabweichung*, die *Simulation von Zerspankraftkomponenten* und die *theoretische Veranschaulichung des Bohreraustritts* mittels FEM. Im Folgenden soll die Zielsetzung dieser vier Kernbereiche der Dissertationsschrift im Detail erläutert werden.



**Bild 3-1** Veranschaulichung der Analysekette zur ganzheitlichen Prozesscharakterisierung des instationären Bohrprozesses in CFK.

### **a. Experimentelle Charakterisierung**

Mit Ausnahme des analytischen Modellansatzes nach *Luo et al.* [171] und den Untersuchungen von *Klotz et al.* [12, 18] auf Basis der Plattentheorie beleuchten die bisherigen Arbeiten den labilen Bohrprozess hauptsächlich von experimenteller Seite. Die Schwerpunkte liegen hierbei primär in der Analyse der Verformung des Werkstückes und der Prozesskräfte. Eine Untersuchung des Grenzbereichs und die damit verbundene Verschlechterung der Bohrlochqualität erfolgten bisher stichprobenartig. Wie bereits angesprochen, finden bekannte Einflussfaktoren aus der konventionellen Bohrbearbeitung für unnachgiebige CFK-Strukturen nur sporadisch Beachtung. Eine umfassende experimentelle Analyse des Prozesses soll diese Lücken schließen und untergliedert sich daher in die folgenden Schwerpunkte.

- I. Zur Erarbeitung der charakteristischen Merkmale des Bearbeitungsprozesses ist eine ausführliche Analyse und Interpretation der Kraft- und Verformungssignale unabdingbar. Abweichend von bisherigen Untersuchungen erfolgt die labile Bearbeitung mit Werkzeugen aus der Luftfahrt nach dem aktuellen Stand der Technik. Ergänzend werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen eingesetzt, um den Prozess erstmals auch optisch analysieren zu können.
- II. Die Systematische Betrachtung der Einflussfaktoren auf die Entwicklung des Nachgiebigkeitsgrenzwertes für labile Bearbeitung ist eng mit der detaillierten Signalanalyse verknüpft. Ausgehend von einer Werkzeuggrundgeometrie erfolgt eine Variation des Spitzenwinkels des Bohrwerkzeuges. Die Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes in den Versuchsreihen ist hinsichtlich der Zerspankraftmodellierung ein wichtiges Kriterium.
- III. Alle Versuchsreihen werden hinsichtlich der Bohrlochqualität und der Maßgenauigkeit in Abhängigkeit von den Einflussfaktoren bewertet. Der labile Bohrprozess kann nur in der Praxis Anwendung finden sofern die entsprechenden Qualitätsvorgaben erfüllt werden können. Aufgrund der Abweichungen der Lage des Bohrwerkzeuges zum Werkstück im Vergleich zur konventionellen Bohrbearbeitung muss dieser Aspekt gesondert diskutiert werden.
- IV. Die Nachgiebigkeit des Werkstückes wird durch verschiedene Faktoren beeinflusst. Hierzu gehören die allgemeine Spannsituation, die aktuelle Bearbeitungsposition, die Werkstückabmessungen und der Lagenaufbau des Werkstückes. Die Korrelationen zwischen diesen Faktoren, den Prozesssignalen und der Bearbeitungsqualität müssen abgebildet und bewertet werden, um die experimentelle Charakterisierung zu vervollständigen.

- V. Um ein theoretisches Modell zur Nachbildung des Bearbeitungsprozess ableiten zu können, muss das statische Verformungsverhalten und das Schwingungsverhalten des Werkstückes im Bearbeitungsprozess betrachtet werden. Die Erkenntnisse in diesem Schwerpunkt tragen im erheblichen Maße zur Entscheidungsfindung bzgl. eines geeigneten Simulationsansatzes bei. Dies gilt für die zeitabhängige Simulation sowie für die FEM-Analyse im gleichen Maße.

#### **b. Zeitabhängige Simulation der Zerspankräfte**

Die zeitabhängige Modellierung der Zerspankräfte für die labile Bohrbearbeitung ist der Kernaspekt der theoretischen Betrachtung des labilen Bohrprozesses. Aufgrund des breiten Anwendungsspektrums der spezifischen Zerspankräfte werden als Basis des Modells fertigungsverfahrensspezifische Hauptwerte ermittelt. Mit Hinblick auf den enormen Einfluss der Schneidkantenverrundung auf den Bearbeitungsprozess, gilt es diese mit zu berücksichtigen. Gemäß den Ausführungen in *Abschnitt 2.4* wird dabei ein mechanistischer Ansatz verfolgt. Wie in *Bild 3-1* ersichtlich kann die zeitabhängige Simulation der Zerspankräfte Input-Werte zur theoretischen Betrachtung der Form- und Maßabweichung sowie zur FEM-Analyse des Bohreraustritts liefern. Sie ist außerdem erforderlich, um Bearbeitungsstrategien zur Optimierung des labilen Bohrprozesses anwenden zu können. Insbesondere die Werkstücknachgiebigkeit beeinflusst die Gesamtprozessdauer erheblich, wodurch eine Betrachtung der reinen Maschinenparameter nicht ausreichend ist.

#### **c. Modellierung der Form- und Maßabweichung**

Die Form- und Maßabweichung muss in erster Linie aus der Bewegungskinetik des Werkstückes, der Nachgiebigkeit des Werkstückes an der Bearbeitungsposition und der Werkzeuggeometrie resultieren. Eine detaillierte Modellierung der Form- und Maßabweichungen kann zur Verifizierung der Annahmen bezüglich der relativen Bewegungsabläufe im labilen Bearbeitungsprozess herangezogen werden. Zudem ermöglicht sie die Vorabschätzung der zu erwartenden Abweichungen ohne experimentellen Aufwand.



**d. FEM-Analyse des Bohreraustritts**

Die Ausführungen in Abschnitt 2.3 belegen, dass Bohrprozesse grundsätzlich durch simplifizierte FEM-Modelle abgebildet werden können [54, 100–102]. Vielversprechend erscheint hierbei die Belastung einer nicht vollständigen Bohrung unter verschiedenen Randbedingungen. Anhand der Erkenntnisse aus der experimentellen Charakterisierung des instationären Bohrprozesses wird ein FEM-Modell für den Werkzeugaustritt abgeleitet. Zudem soll insbesondere die Theorie der Lastumverteilung nach *Capello* [161] in dieses Modell mit einfließen. Die konkreten Belastungswerte können mittels der *zeitabhängigen Simulation der Zerspankräfte* errechnet werden sowie aus der *experimentellen Charakterisierung* abgeschätzt werden. Die theoretische Betrachtung der Lastauswirkungen auf das Laminat auf Spannungsebene unter Einbezug eines geeigneten Bruchkriteriums ermöglicht eine Verifizierung und Bewertung der Wechselwirkungen beim Bohreraustritt.

**e. Prozessverständnis**

Das Resultat aller vier Untersuchungsschwerpunkte ist eine umfassende Charakterisierung auf experimenteller und theoretischer Ebene. Dabei soll die praktische Anwendbarkeit der angestrebten Modellansätze stets im Vordergrund stehen. Insgesamt kann dadurch eine ausführliche Gesamtprozessanalyse und -bewertung erfolgen, welche das Verständnis im Themenkomplex labile Bohrbearbeitung in FKV erheblich verbessert.

## 4 Versuchsaufbau, Messeinrichtungen und Versuchsmaterialien


In diesem Kapitel wird das Grundkonzept zur experimentellen Charakterisierung des instationären Bohrprozesses in CFK vorgestellt. Alle Untersuchungen basieren auf dem Einfachmodell eines einseitig eingespannten Biegebalkens unter Anwendung der nachfolgend beschriebenen Versuchsmethodik. Der Biegebalken wurde insbesondere gewählt, um eine möglichst einfache Anpassung der Nachgiebigkeitsbedingungen sicherzustellen und gleichzeitig den geringsten Materialeinsatz zu gewährleisten. Des Weiteren ist das System Biegebalken auch rechnerisch einfach zu handhaben. Einige weiterführende Betrachtungen erfordern Anpassungen im Versuchsaufbau oder dem Versuchsablauf. Auf diese Varianten wird in der Ergebnisdiskussion jeweils gesondert eingegangen.

### 4.1 Experimentelle Vorgehensweise und Versuchssystematik

Die Versuchsreihen zur spanenden Bearbeitung werden auf dem vertikalen CNC-Bearbeitungszentrum DMC 64 linear der Fa. Deckel Maho Gildenmeister durchgeführt. Die Maschine arbeitet mit der Steuerung Sinumerik 810D powerline der Fa. Siemens und verfügt über einen Linearantrieb an der x-Achse sowie Kugelgewindeantriebe an der y- und z-Achse. Genauere Angaben zu den technischen Daten des Bearbeitungszentrums sind der *Tabelle 4-1* zu entnehmen.

**Tabelle 4-1** Technische Daten der Versuchsmaschine Deckel Maho DMC 64 V linear.

\*Aufgrund eines Spindelwechsels weicht die maximale Drehzahl von den originalen technischen Daten ab.

CNC-Bearbeitungszentrum: Deckel Maho DMC 64 V linear		
	Verfahrwege:	x – 640 mm y – 600 mm z – 500 mm
	Vorschubkraft:	x, y, z-Achse 7 kN (40 % ED)
	Vorschubgeschwindigkeit:	x, y, z-Achse 40 m/min
	Drehmoment:	70 Nm (S1 – 100 % ED)
	Motorleistung:	13 kW (S1 – 100 % ED)
	Drehzahl:	*15.000 U/min

Nach den Kriterien der WHO (World Health Organisation) sind Partikel mit einer Länge  $F_L > 5 \mu\text{m}$ , einem Durchmesser  $F_D < 3 \mu\text{m}$  und einem Verhältnis  $F_L/F_D > 3$  als Fasern einzustufen. Fasern mit  $F_D < 3 \mu\text{m}$  sind lungengängig und damit gesundheitsschädlich. Um diese Gefährdung bei der Trockenbearbeitung von CFK auszuschließen, werden die Stäube direkt am Werkzeug mit dem Industriestaubsauger Ruwac Typ DS1400 Zone 22 unter Einsatz der Filterklasse H abgesaugt. Diese Staubfilterklasse wird bei kanzerogenen Stäuben eingesetzt und besitzt einen maximalen Durchlassgrad von 0,005 %. Gleichzeitig dient die Vorrichtung dem Schutz der Messtechnik und dem Korrosionsschutz im Bearbeitungszentrum.

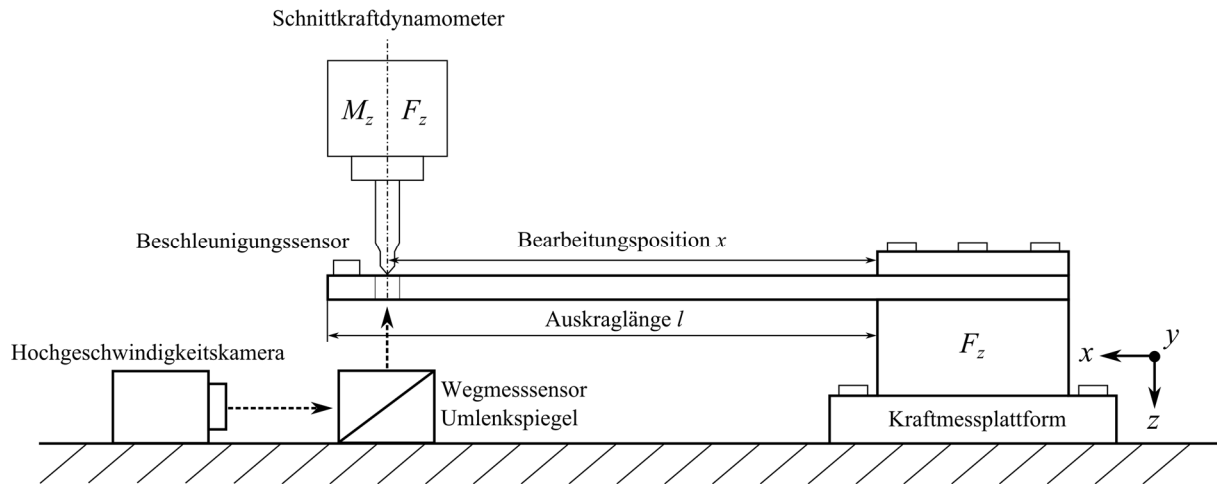
Eine Variation der Maschinenparameter findet im Rahmen der Arbeit nur unter dem Aspekt der Anwendung von Bearbeitungsstrategien zur Prozessoptimierung statt. Die experimentelle Charakterisierung an sich wird mit den Zerspanungsparametern gemäß *Tabelle 4-2* durchgeführt. Die Entscheidung für diese Parameterkombination ist in Absprache mit erfahrenen Werkzeugherstellern getroffen worden und kann als luftfahrtüblich angesehen werden. Obgleich in diversen Fertigungsprozessen in der Praxis höhere Drehzahlen im fünfstelligen Bereich gefahren werden, musste eine Skalierung entsprechend der verwendeten Mess- und Maschinenteknik sowie der angestrebten Analyseverfahren erfolgen. Die relativen Verhältnisse der Parameter untereinander, wie beispielsweise im Falle des Vorschubs pro Zahn, wurden beibehalten. Auf Abweichungen zu diesen Grundparametern wird an den entsprechenden Stellen explizit hingewiesen.

**Tabelle 4-2** Zerspanungsparameter für die konventionelle und labile Bohrbearbeitung von CFK im Rahmen der Versuchsreihen zur experimentellen Charakterisierung.

Generelle Zerspanungsparameter	
Drehzahl $n$	5305 U/min
Vorschub pro Zahn $f_z$	0,03 mm
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	100 m/min
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	318 mm/min

*Bild 4-1* zeigt schematisch das Grundkonzept des Versuchsaufbaus. Die Nachgiebigkeit des Werkstückes wird durch eine einseitige Einspannung der Werkstückprobe bei variierender Auskraglänge  $l$  und Bearbeitungsposition  $x$  realisiert. Zur werkzeug- und werkstückseitigen Erfassung der Bearbeitungskräfte  $F_z$  und  $M_z$  wird eine Kraftmessplattform und ein Schnittkraftdynamometer eingesetzt. Durch die Zweifachmessung der Vorschubkraft, lassen sich evtl. vorhandene Verfälschungen der Lastwerte durch das Werkstückmoment kontrollieren. Es sei allerdings vorab angemerkt, dass die beiden Vorschubkraftwerte in allen Untersuchungen stets übereinstimmen.

Die Erfassung der Werkstückdynamik erfolgt berührungslos über einen optischen Wegmesssensor oder über einen Beschleunigungssensor auf der Werkstückoberfläche. Zur optischen Analyse der Bearbeitungsprozesse wird eine Hochgeschwindigkeitskamera verwendet, wobei für eine Erfassung des Bohreraustritts ein Umlenkspiegel erforderlich ist. Wegmesssensor und Hochgeschwindigkeitskamera sind über ein Schienensystem an die entsprechende Bearbeitungsposition in x- und y-Richtung anpassbar. Dieses ist in der Abbildung allerdings nicht explizit dargestellt.



**Bild 4-1** Schematische Darstellung des Einfachmodells einseitig eingespannter Biegebalken unter Berücksichtigung der Bearbeitungsposition und der verwendeten Messtechnik.

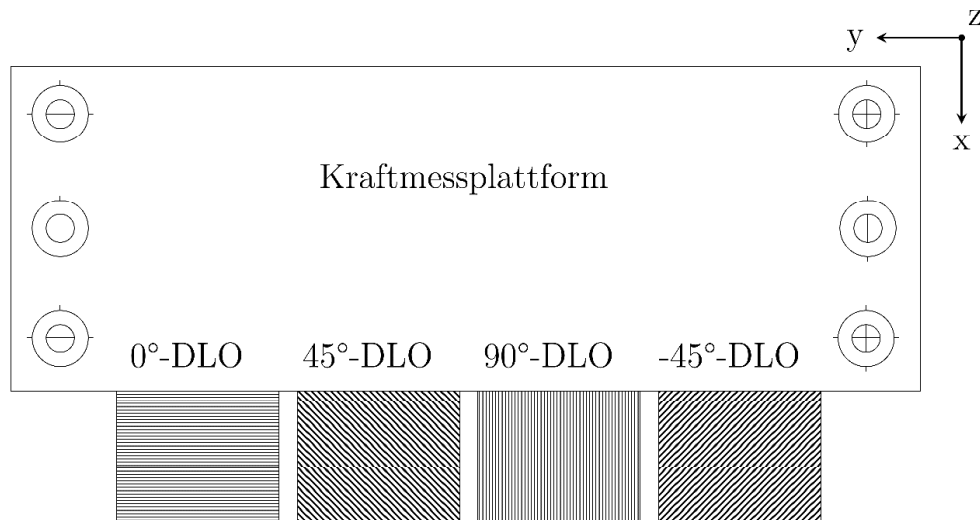
Zur Strukturierung der Versuchsreihen können die Einflussfaktoren auf den Bearbeitungsprozess in die Kategorien Werkzeug, Werkstück und Bearbeitungssituation unterteilt werden. *Tabelle 4-3* zeigt hierzu die Zusammenfassung der kategorisierten Einflussfaktoren.

**Tabelle 4-3** Kategorisierung der Einflussfaktoren, welche im Rahmen der experimentellen Charakterisierung gezielt variiert werden.

Übersicht der Einflussfaktoren		
<u>Werkzeug</u>	<u>Werkstück</u>	<u>Bearbeitungssituation</u>
Spitzenwinkelgeometrie	Lagenaufbau	Spannsituation
Verschleißzustand	Werkstückabmessung	Bearbeitungsposition
	Auskraglänge	

Zur Erfassung und Analyse der Auswirkungen dieser Parameter auf den labilen Bohrprozess wird das folgende Versuchsschema angewandt. Die unterschiedlichen Werkzeuggeometrien werden durch eine Bohrsérie in CFK auf einer steifen Vakuumspannvorrichtung gezielt verrundet. Anhand der Vermessung des Schneidkantenradius erfolgt die Einteilung des Gesamtanschubwegs in einzelne Untersuchungspunkte.

An diesen Untersuchungspunkten werden labile Bohrungen in das CFK-Material eingebracht und die Wechselwirkungen im Bearbeitungsprozess entsprechend analysiert und bewertet. An jedem Untersuchungspunkt werden pro Parameterkonstellation vier Bohrungen unter Einsatz von zwei gleichen Werkzeugen erstellt. Somit können stets konstante Bearbeitungsbedingungen gewährleistet werden. Der Verschleißzustand der Werkzeuge stellt bei diesem Versuchsschema eine wichtige Einflussgröße dar und fungiert gleichzeitig als Kontrollkennwert. Neben den Werkstückabmessungen und der Bearbeitungsposition ist der Lagenaufbau entscheidend für die lokale Nachgiebigkeit. Gemäß den Gesetzmäßigkeiten des einseitig eingespannten Biegebalkens treten die höchsten Druck- und Zugspannungen unter Biegebelastung an den Decklagen des Laminats auf. Die Unterscheidung der Lamine im Versuch ergibt sich daher aus der Angabe der Decklagenorientierung (DLO) gemäß *Bild 4-2*. Als Bezugsachse dient hierbei die y-Achse der Kraftmessplattform.



**Bild 4-2** Definition der Decklagenorientierung in Abhängigkeit von der Ausrichtung der Kraftmessplattform.

In der Kategorie der Bearbeitungssituation erfolgen zudem Variationen bezüglich der Abstützung des Biegebalkens. In der Praxis ist davon auszugehen, dass endkonturnahe Werkstücke punktuell unterstützt werden. Unter der Zielsetzung ein Spannsystem möglichst einfach auslegen zu können, liegt es nahe, die Stützpunkte mittels einfacher Auflager zu realisieren. Fixierte Auflager hätten durch die Sperrung eines weiteren Freiheitsgrades eine deutliche Spannungserhöhung und Nachgiebigkeitsreduktion im Material zur Folge. Gleichzeitig steigt die Schneidenbelastung am Werkzeug an und eine Vergleichbarkeit auf Basis der lokalen Nachgiebigkeit ist nicht mehr gegeben. Zur Realisierung der Spannsituationen wurden im Rahmen der Arbeit mehrere Spannvorrichtungen konstruiert. Diese basieren auf dem grundsätzlichen Versuchsaufbau nach *Bild 4-1* und werden zu gegebenem Zeitpunkt eingeführt.

## 4.2 Bohrwerkzeuge und Werkstoffbeschreibung

Für die vorliegende Arbeit wurden verschiedene Varianten eines multiaxialen CFK-Geleges verwendet. Die Herstellung der Probenplatten erfolgte im Autoklavverfahren durch die Fa. PCC Lengsfeld unter Verwendung des Prepregs HexPly® M21/T800S der Fa. Hexcel. Das Grundmaterial findet u.a. Anwendung bei Airbus und weist eine zähigkeitsmodifizierte Epoxid-Matrix sowie Thermoplastpartikel auf der Prepreg-Oberfläche auf. Beides zielt darauf ab, die Schlag- und Bruchzähigkeit der CFK-Lamine zu erhöhen. Der Prepreg besteht aus der Epoxidharzmatrix HexPly® M21 und der IM-Kohlenstofffaser TORAYCA® T800S mit 24k-Rovings. Der Harzgehalt beträgt 35 Ma.-% bei einem Faserflächengewicht von 194 g/m<sup>2</sup>. Im Herstellungsprozess wurden die Decklagen mit einer PTFE-Trennfolie belegt wodurch eine glatte, stark reflektierende Oberfläche resultiert. Dadurch wird die Möglichkeit zur automatisierten Schädigungsquantifizierung der Delamination verbessert. Insgesamt weisen die CFK-Platten eine luftfahrttypische Qualität auf. Die Nennwerte der mechanischen Eigenschaften einer UD-Schicht des verwendeten Prepregs sind in *Tabelle 4-4* aufgelistet [174–178].

**Tabelle 4-4** Nennwerte der Mechanischen Eigenschaften der unidirektionalen Schicht von M21/T800S.

Mechanische Eigenschaften von HexPly® M21/T800S	
Dichte $\rho$	1,58 g/cm <sup>3</sup>
E-Modul $E_1$	157 GPa
E-Modul $E_2 ; E_3$	8,5 GPa
Schubmodul $G_{21}$	4,2 GPa
Poissonzahl $\nu_{12}$	0,32
Zugfestigkeit $\sigma_{t1}$	2.700 MPa

Die Schichtabfolge der Grundplatten ist mit  $[0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ]_{3s}$  und  $[45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ]_{3s}$  bei einer Plattengröße von 400 mm x 400 mm definiert. Der Laminataufbau ist damit quasi-isotrop und mittensymmetrisch. Bei einer Gesamtanzahl von 24 Lagen und einer theoretischen Einzellagendicke von 0,19 mm ergibt sich somit rechnerisch eine Probendicke von 4,56 mm. Der Zuschnitt der Proben für den Versuch erfolgt im schädigungsfreien Wasserstrahlschnitt. Durch Variation der Schnitttrichtung relativ zur Orientierung der Grundplatte können die DLO gemäß *Bild 4-2* gefertigt werden. Als Zerspanungswerkzeug wurde ein luftfahrttypisches Vollhartmetall (VHM)-Stufenbohrer der Fa. Klenk eingesetzt. Die Geometrie ist patentiert nach DE 10 2010 012 963 [179] und weist nach dem Übergang von Haupt- zur Umfangsschneide einen FibreCracker auf, welcher der Entfernung von Fasern im Bohrlochinnern dient. Auf die Delaminationsentstehung hat dieser keine Auswirkungen.

Bezüglich des Spitzenwinkels stehen die Variationen  $\sigma_{70^\circ}$ ,  $\sigma_{85^\circ}$ ,  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  zur Verfügung. Das Durchmesserverhältnis, die Stufenlänge und der Spiralwinkel wurden für alle Werkzeuge beibehalten. Der Freiwinkel  $\alpha$  ist im Rahmen der Fertigungstoleranzen ebenfalls als konstant anzusehen. Eine Übersicht der Werkzeuge zeigt *Tabelle 4-5*. An dieser Stelle sind zusätzlich die Werkzeuglängen  $L_{Hs1}$ ,  $L_{Hs2}$  und  $L_{Hs}$  eingezeichnet. Diese sind vor allem für die zeitabhängige Modellierung der Schnittkräfte von Bedeutung.

**Tabelle 4-5** Spitzenwinkelvariation der VHM-Stufenbohrergeometrie zur CFK-Bearbeitung im Rahmen der Versuchsreihen zur experimentellen Charakterisierung des instationären Bohrprozesses.

Stufenbohrergeometrien			
Durchmesserverhältnis $d/D = 3,9 \text{ mm}/5,9 \text{ mm}$ , Stufenlänge $L_{Stufe} = 2 \text{ mm}$ Querschneidenlänge $w = 0,2 \text{ mm}$ , *Spiralwinkel $\gamma = 35^\circ$ , *Freiwinkel $\alpha = 13,5^\circ \pm 1,5^\circ$ Spitzenwinkel $\sigma$ und Hauptschneidenlängen $L_{Hs1}$ , $L_{Hs2}$ , $L_{Hs}$ sind variabel			
$\sigma = 70^\circ$	$\sigma = 85^\circ$	$\sigma = 100^\circ$	$\sigma = 130^\circ$
$L_{Hs1} = 2,78 \text{ mm}$	$L_{Hs1} = 2,13 \text{ mm}$	$L_{Hs1} = 1,64 \text{ mm}$	$L_{Hs1} = 0,91 \text{ mm}$
$L_{Hs2} = 1,43 \text{ mm}$	$L_{Hs2} = 1,09 \text{ mm}$	$L_{Hs2} = 0,84 \text{ mm}$	$L_{Hs2} = 0,47 \text{ mm}$
$L_{Hs} = 6,21 \text{ mm}$	$L_{Hs} = 5,22 \text{ mm}$	$L_{Hs} = 4,48 \text{ mm}$	$L_{Hs} = 3,38 \text{ mm}$

Obwohl die Materialdicke des Laminats grundsätzlich die Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition beeinflusst, wurde auf CFK-Lamine mit geringerer Lagenanzahl verzichtet. Die Ursache liegt in der Stufenlänge  $L_{Stufe}$ , welche auf das bereits beschriebene Laminat abgestimmt ist. Mit einem Durchmesserverhältnis von  $d/D = 0,66$  ist das kritische Vorschubkraftmodell für Stufenbohrer nach *Hocheng* [35] nicht anwendbar. Die Werkzeuge werden ohne Schneidkantenpräparation gefertigt und weisen im schleifscharfen Zustand eine Schneidkantenverrundung von  $4 \mu\text{m}$  bis  $7 \mu\text{m}$  auf. Insgesamt wurde für alle Versuchsreihen ein Standzeitende der VHM-Bohrwerkzeuge bei 300 und mehr Bohrungen festgelegt. Die Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  ist dann  $\geq 50 \mu\text{m}$ .

\*Die Angabe von Frei-, Span- und Spiralwinkel erfolgt in dieser Arbeit stets mit Bezug auf die Arbeitsebene. Der Einfachheit halber wurde daher auf eine entsprechende Indizierung verzichtet.



## 4.3 Analysemethoden und Messeinrichtungen

Nachdem in den vorhergehenden Abschnitten der allgemeine Versuchsablauf beschrieben wurde, soll im Folgenden die verwendete Messtechnik zusammengefasst werden. Die gesamte Messkette lässt sich in die Analyse von Online-Prozessdaten und die Offline-Bewertung von Qualitätsmerkmalen aufteilen.

### a. Analyse von Online-Prozessdaten

Zur Messdatenerfassung der Zerspankraftkomponenten wird werkstückseitig die Kraftmessplattform Typ 9257B und werkzeugseitig das Schnittkraftdynamometer Typ 9125A11 der Fa. Kistler verwendet. Die Kraftmessplattform arbeitet mit einem Ladungsverstärker des Typs 5011B je Kraftkomponente wohingegen die berührungslos übertragenen Signale des Schnittkraftdynamometers mit dem Mehrkanal-Signal Conditioner des Typs 5237 A1 der Fa. Kistler verstärkt werden.


**Tabelle 4-6** Technische Daten der Messeinrichtungen zur Erfassung der Zerspankraftkomponenten.

Zerspankraftkomponenten	
<p>Kistler Typ 9257B</p> 	<p>Werkstückseitige Kraftmessung</p> <p>max. Messbereich (<math>F_x, F_y, F_z</math>): -5 kN bis 5 kN</p> <p>Abtastezeit: 2 kHz</p>
<p>Kistler Typ 9125A11</p> 	<p>Werkzeugseitige Kraftmessung</p> <p>max. Messbereich (<math>F_z</math>): -3 kN bis 3 kN</p> <p>max. Messbereich (<math>M_z</math>): -50 Nm bis 50 Nm</p> <p>max. zulässige Drehzahl: 25.000 U/min</p> <p>Abtastezeit: 2 kHz</p>

Die Verformung des Werkstückes kann optisch mit dem Wegmesssensor IL-030 unter Nutzung der Signalverstärkers IL-1000 der Fa. Keyence erfasst werden. Des Weiteren steht der Beschleunigungssensor 352C22 der Fa. PCB Piezotronics in Kombination mit einem Phazer der Fa. Nicolet Technologies für die Schwingungsanalyse zur Verfügung. Die technischen Daten der beschriebenen Messgeräte sind in *Tabelle 4-6* und *Tabelle 4-7* aufgeführt. Aufgrund der geringen Masse des Beschleunigungssensors kann eine Beeinflussung des Schwingungsverhaltens des Werkstückes vernachlässigt werden.



**Tabelle 4-7** Technische Daten der Messeinrichtungen zur Analyse der Werkstückverformung und Werkstückschwingung.

Werkstückverformung und Schwingungsanalyse	
<p>Keyence IL-030</p> 	<p>Berührungslose Wegmessung</p> <p>Roter Halbleiterlaser 655 nm</p> <p>max. Abtastzyklus: 0,33 ms</p> <p>Wiederholgenauigkeit: 1 µm</p> <p>Messbereich: 20 mm bis 45 mm (bei 30 mm Referenzabstand)</p>
<p>PCB Piezotronics 352C22</p> 	<p>Beschleunigungsmessung</p> <p>Empfindlichkeit: 1,0 mV/(m/s<sup>2</sup>)</p> <p>Messbereich: ±4.900 m/s<sup>2</sup></p> <p>Frequenzbereich (±5 %): 1 Hz bis 10 kHz</p> <p>Masse: 0,5 g</p>

Mit Ausnahme des Beschleunigungssensors werden die analogen Messdaten mithilfe des 12-bit-A/D-Wandlers IOtech DaqBook 120 und der Software DasyLab der Fa. National Instruments weiterverarbeitet. Der Phazer des Beschleunigungssensors fungiert gleichzeitig als Verstärker sowie als 18-bit-A/D-Wandler für die Schwingungsmessung. Die Auswertung der digitalen Messdaten erfolgt im Anschluss vollumfänglich mit der Software FlexPro 10 der Fa. Weisang.

Zur Ergänzung der Prozessanalyse auf optischer Ebene wird die Hochgeschwindigkeitskamera MotionBLITZ EoSens mini1 der Fa. Mikrotron eingesetzt (technische Daten in *Bild 4-3*). Als Lichtquelle dient das 2,5 kW Studio-Dauerlicht Primalux 2500 der Fa. Hedler. Die Kamera hat grundsätzlich eine maximale Auflösung von 1.280 x 1.024 Pixel bei 506 fps. Für höhere Bildfrequenzen muss die Auflösung reduziert werden.

Hochgeschwindigkeitskamera Mikrotron MotionBLITZ EoSens mini1	
	<p>CMOS Sensor</p> <p>max. Auflösung: 1.280 x 1.024 p (506 fps)</p> <p>5.670 fps bei 320 x 240 p</p> <p>Sensorgröße: 17,92 mm x 14,34 mm</p> <p>Pixelgröße: 14 µm x 14 µm</p>

**Bild 4-3** Technische Daten der Hochgeschwindigkeitskamera zur optischen Analyse des Zerspanungsprozesses.

Gemäß den geplanten Versuchsreihen wird eine Bildfrequenz von 5.670 fps bei einer Auflösung von 320 x 240 Pixel angestrebt. Im Fokus der optischen Analyse steht die Betrachtung des Bohreraustritts aus unterschiedlichen Perspektiven. In letzter Konsequenz ermöglicht der Einsatz der vielfältigen Messmethoden eine eingehende Kontrolle und gegenseitige Verifizierung der einzelnen Messergebnisse der experimentellen Charakterisierung untereinander.

### b. Offline-Bewertung von Qualitätsmerkmalen

Um vergleichbare Werkzeugzustände zur statistischen Absicherung der Ergebnisse herzustellen, muss die Vermessung des Schneidkantenradius  $r_\beta$  unmittelbar zwischen den einzelnen Untersuchungspunkten erfolgen. Zur Kontrolle des Verschleißzustandes wird das Messsystem MicroCAD<sup>premium</sup> der Fa. GFMesstechnik (heute: LMI Technologies) mit der Software ODSCAD 6.2 verwendet.

---

Schneidkantenvermessung  
GFM MicroCAD<sup>premium</sup>

---



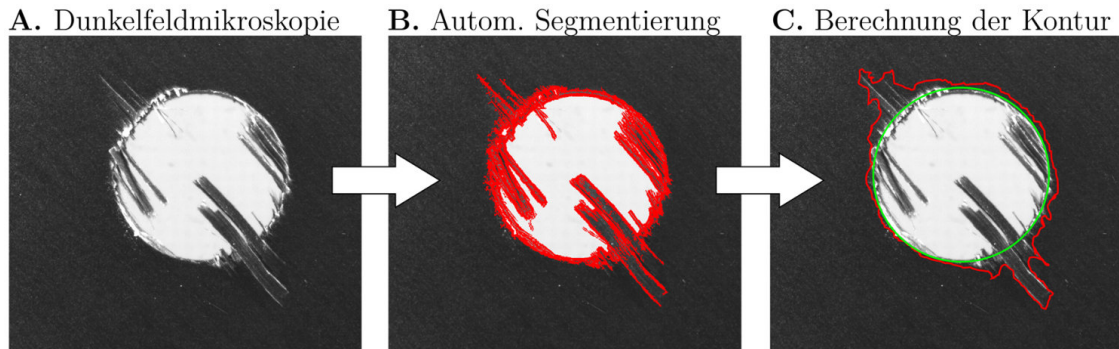
min. messbarer Radius: 2  $\mu\text{m}$   
Lichtquelle: blaue LED  
Laterale Auflösung: 1,2  $\mu\text{m}$   
Höhenauflösung: 0,1  $\mu\text{m}$   
Messvolumen: 1,6 x 1,4 x 0,8  $\text{mm}^3$

---

**Bild 4-4** Technische Daten zum optischen Messsystem GFM MicroCAD<sup>premium</sup> zur Bestimmung des Schneidkantenradius.

Das Messsystem nutzt eine blaue LED um mittels DLP-Technik (engl. Digital Light Processing) digitale Streifenmuster sowie feine Streifen mit sinusförmiger Lichtintensität auf die Schneidkante zu projizieren. Aus der Streifenposition und den Grauwerten kann mittels Triangulation und interferometrischer Verfahren die Schneidenoberfläche abgebildet und vermessen werden. Die im Versuch ermittelten Schneidkantenverrundungen stellen jeweils einen Durchschnittswert aus 100 Messungen im gesamten Messvolumen dar. Die technischen Daten des Schneidkantenmessgeräts sind in *Bild 4-4* aufgelistet.

Zur Bewertung der Delamination wird im ersten Schritt das Werkzeug-Stereomikroskop SZX 12 der Fa. Olympus verwendet. Die Ringlichtquelle wurde mittels eines geschliffenen und polierten Aluminiumaufsatzes um die Möglichkeit der Dunkelfeldmikroskopie erweitert. In Kombination mit der Kamera DFK 23UP031 der Fa. Imaging Source und der Software analySIS der Fa. Olympus werden die Bohrungen gemäß *Bild 4-5 A* erfasst. Die Ermittlung der Delaminations- und Bohrungskontur erfolgt im Anschluss mit einem neu-entwickelten Algorithmus (siehe *Bild 4-5 B* und *Bild 4-5 C*) [183]\*.



**Bild 4-5** Quantifizierung der Delamination über **A.** Dunkelfeldmikroskopie der Bohrung **B.** Grauwertvergleich aller Pixel untereinander und **C.** abschließender automatisierter Berechnung der Delaminations- und Bohrungskontur [183]\*.

Hierzu erfolgen ein Grauwertvergleich aller Pixel untereinander zur Segmentierung der Delamination und eine Hough-Transformation zur Bestimmung des Bohrungsdurchmessers. Da für die Schädigungsdetektion kein allgemeiner Schwellwertfilter verwendet wird, beeinflussen Schwankungen in der Ausleuchtung die Ergebnisse nur geringfügig. Die Delaminationsquantifizierung erfolgt über den Delaminationsfaktor  $F_a$  nach *Faraz et al.* (siehe *Abschnitt 2.2*). Zur besseren Vergleichbarkeit wird der Kennwert in % angegeben. Zur Berechnung der erforderlichen Durchmesser und Delaminationsflächen erfolgt eine Abwicklung der detektierten Delaminationskontur und anschließend eine Integration der einzelnen Konturpunkte.

Zur qualitativen- und quantitativen Bewertung der Form- und Maßabweichung wird das taktile 3D-Koordinatenmessgerät (KMG) DuraMax® der Fa. Zeiss verwendet. Unter Nutzung des Scanning- und Multipunktsensors VAST XXT weist das KMG bei 18 °C bis 22 °C Raumtemperatur eine Längenmessabweichung von  $2,4 + L_{KMG}/300 \mu\text{m}$  auf, wobei  $L_{KMG}$  der zu messenden Länge entspricht. Des Weiteren beträgt die Wiederholspannweite  $1,7 \mu\text{m}$ , die Scanningtastabweichung  $3,8 \mu\text{m}$  und die Formmessabweichung  $2,4 \mu\text{m}$ . Der verwendete Tastkopf hat einen Kugeldurchmesser von 1,47 mm.

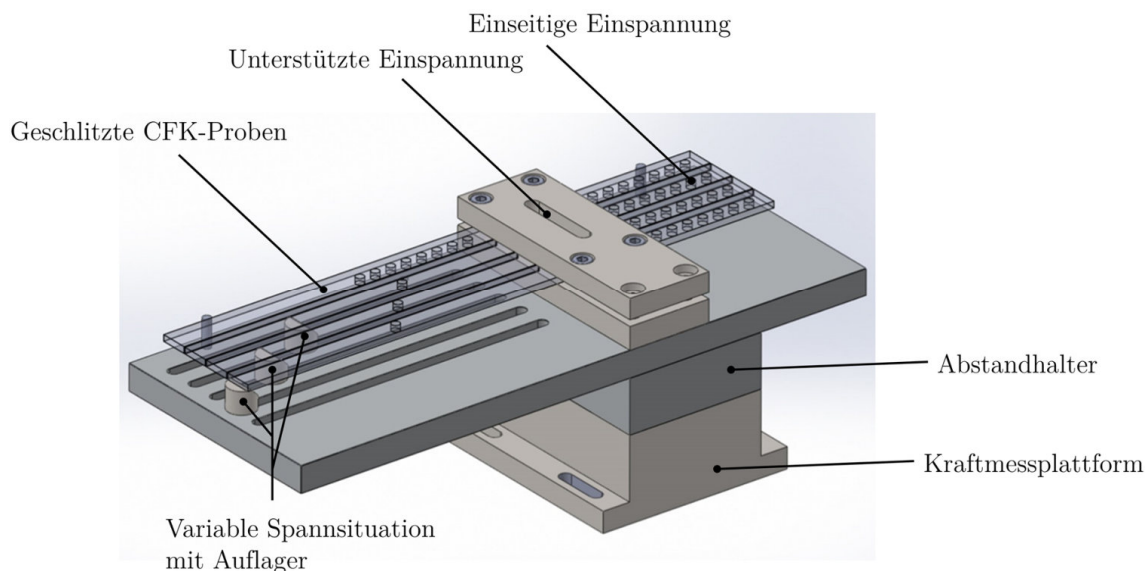
[183]\* Der Algorithmus wurde im Rahmen der Dissertation als Werkzeug zur Delaminationsquantifizierung verwendet. Die Softwareentwicklung erfolgte im Zuge der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU.

## 5 Experimentelle Charakterisierung der Bohrbearbeitung nachgiebiger CFK-Strukturen

Ogleich Teile der grundlegenden Eigenheiten des instationären Bohrprozesses bereits in diversen Veröffentlichungen dargelegt wurden, müssen einige Aspekte dieses Bearbeitungsprozesses erneut beleuchtet werden. Gemäß dem Forschungsansatz dieser Arbeit bildet die experimentelle Analyse des Prozesses die Grundlage zur Ableitung der theoretischen Modelle. Sie muss daher vor allem hinsichtlich der verwendeten Stufenbohrergeometrie umfassend behandelt werden. Hierbei werden neue Gesichtspunkte des Bearbeitungsprozesses aufgezeigt, welche zum aktuellen Forschungsstand in dieser Art und Weise bisher nicht thematisiert worden sind. Zum grundlegenden Prozessverständnis erfolgt in *Abschnitt 5.1* eine in erster Linie qualitative Beschreibung der Prozesswechselwirkungen.

### 5.1 Grundlegende Betrachtungen des instationären Bohrprozesses mit einem Stufenbohrer

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde die Spannvorrichtung gemäß *Bild 5-1* konstruiert [184]\*. Sie wurde so ausgelegt, dass eine Montage auf einer Kraftmessplattform möglich ist. Trotz der auskragenden Konstruktionsweise ist die Steifigkeit ausreichend hoch, um momentbedingte Verfälschungen der Kraftmessungen auszuschließen.

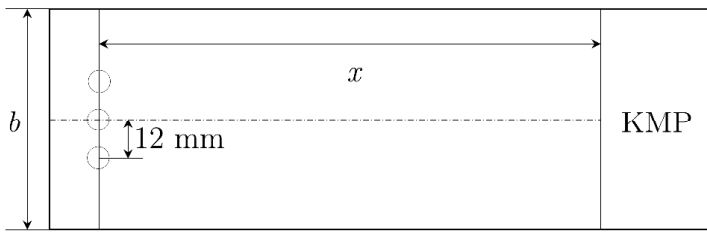


**Bild 5-1** Spannvorrichtung zur experimentellen Charakterisierung des instationären Bohrprozesses unter variierenden Spannsituationen.

[184]\* Die Spannvorrichtung wurde im Rahmen der Dissertation zur Durchführung von Versuchsreihen verwendet. Das Konzept und die Fertigung der Vorrichtung ist das Ergebnis von Vorversuchsreihen aus der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU.

Der Abstandshalter gewährleistet, dass die erforderlichen Abstände für die Betrachtung des Bohrprozesses mittels Hochgeschwindigkeitskamera und optischem Wegmesssensor von unten eingehalten werden. Die Plattform verfügt über eine unterstützte Einspannung zur Erstellung vollständig abgestützter Bohrungen zur Ermittlung der spezifischen Schnittkräfte (siehe *Abschnitt 6.3*). Auf der Plattform können Bohrungen unter einseitiger Einspannung sowie mit variablem Auflager erstellt werden. In der Abbildung ist eine geschlitzte CFK-Platte skizziert, welche durch ihren Aufbau statistisch abgesicherte Versuchsreihen mit minimalem Materialaufwand gewährleistet. Gleichzeitig ist die Spannvorrichtung auch für größere Materialbreiten bis 140 mm nutzbar.

**Tabelle 5-1** Versuchsbedingungen für die qualitative Beurteilung der labilen Bohrbearbeitung mittels Stufenbohrer.

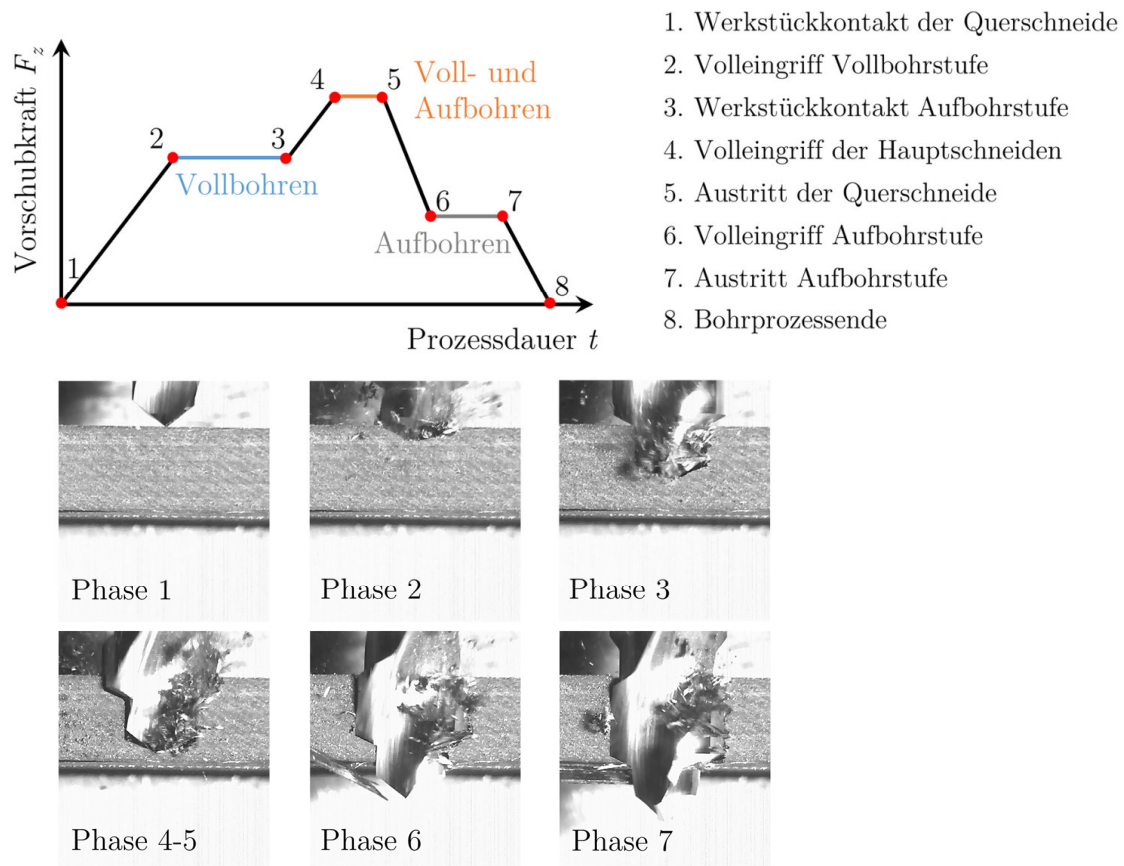
Versuchsparameter	
Probenskizze (einseitig eingespannt)	
Probenmaße	$b \approx 100 \text{ mm}$ , $h \approx 4,56 \text{ mm}$
*Bohrpositionen $x$	40 mm, 80 mm, 120 mm, 160 mm
*Lagenaufbau	45°-DLO = $[45/90/-45/0]_{3s}$ , 0°-DLO = $[0/45/90/-45]_{3s}$
*Werkzeuggeometrien	Spitzenwinkel: $\sigma_{70^\circ}$ , $\sigma_{85^\circ}$ , $\sigma_{100^\circ}$ , $\sigma_{130^\circ}$
*Verschleißzustand	$r_{\beta,min} = 10 \text{ }\mu\text{m}$ bis $r_{\beta,max} = 50 \text{ }\mu\text{m}$
Erfasste Daten	Kraftkomponenten: $F_z$ und $M_z$ Verformung: $s$ Hochgeschwindigkeitsaufnahmen

Für die Versuche in diesem Kapitel wurde aufgrund der einfacheren Handhabbarkeit hinsichtlich der Erstellung von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen eine Probenbreite  $b \approx 100 \text{ mm}$  gewählt. Die Abstufungen der Bohrpositionen  $x$  erfolgt in 40 mm-Schritten bis zu einem maximalen Abstand von 160 mm zur einseitigen Einspannung. Die grundsätzlichen Versuchsbedingungen sind in *Tabelle 5-1* zusammengefasst. Für jede der aufgeführten Parameterkombinationen wurden drei Bohrungen erstellt. Um das Prozessverhalten hervorzuheben, erfolgt die Beschreibung der charakteristischen Prozessphänomene an einzelnen, repräsentativen Bohrprozessen aus diesen Versuchsreihen.

\*Bohrposition, Lagenaufbau, Werkzeuggeometrie und Verschleißzustand wurden durch den Erfahrungsaustausch mit namenhaften Vertretern der Luftfahrtindustrie praxisnah definiert.

Da die Schneidenstabilität für den instationären Bohrprozess im Rahmen der Versuche erst ab  $r_\beta \geq 10 \mu\text{m}$  gewährleistet ist, wurde für alle Werkzeuge eine Vorverrundung der Hauptschneiden durch konventionelles Bohren in M21/T800S auf einer Vakuumspannplattform erzielt. Im schleifscharfen Zustand weisen die Werkzeuge eine unbehandelte Hauptschneide ohne Schneidkantenschutz auf.

Zur besseren Veranschaulichung der Auswirkungen der Nachgiebigkeit auf den Bohrprozess wird an dieser Stelle zunächst der zeitliche Verlauf der Vorschubkraft einer konventionellen Bohrung mit Stufenbohrer dargestellt. In *Bild 5-2* sind schematisch die charakteristischen Werkzeugpositionen aufgelistet, welche während der Prozessdauer durchlaufen werden. Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Schritte 1 bis 8 wurden hierbei mittels Halblochbohrung bei einer geringen Bearbeitungsposition  $x = 10 \text{ mm}$  aufgenommen. Diese Position wird näherungsweise als vollständig unnachgiebig angenommen.

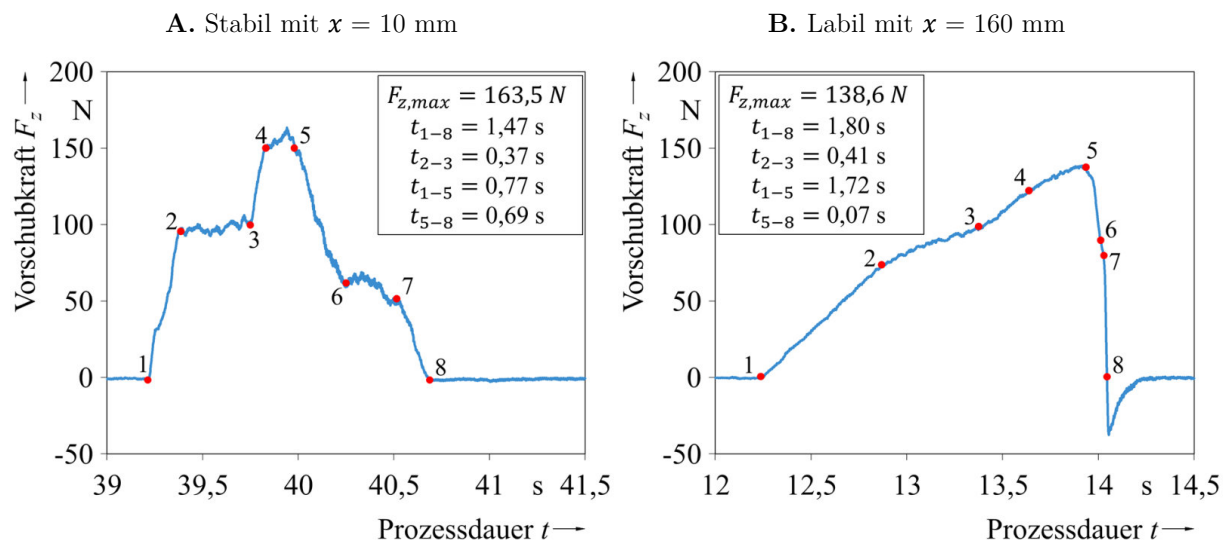


**Bild 5-2** Schematische Darstellung der Bohrphasen eines konventionellen Bohrprozesses in CFK mittels Stufenbohrer. Die Abbildungen der einzelnen Phasen entsprechen  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $h \approx 4,56 \text{ mm}$  [185]\*.

[185]\* Die Aufnahmen der Halblochbohrungen sind im Rahmen der zitierten Studienarbeit an der THU entstanden.



Die Abbildung entspricht einer Werkzeug-Werkstück-Konstellation, bei welcher die Gesamtlänge der Voll- und Aufbohrstufe kleiner ist als die Materialdicke der CFK-Probe. Dadurch können die einzelnen Prozessphasen klar voneinander getrennt dargestellt werden. Da die Stufenlänge  $L_{Stufe}$  für alle verwendeten Werkzeuge mit 2 mm beibehalten wurde, stellt ein Spitzenwinkel von  $100^\circ$  den Grenzwert in den Versuchsreihen dar, für welchen eine strikte Trennung der einzelnen Phasen gerade noch erkennbar ist. Bei  $\sigma_{130^\circ}$  verlängern sich die Phasen 2-3, 4-5 und 6-7 deutlich. Die Nutzung von  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$  hat hingegen eine Überschneidung der Werkzeugeintrittsphase der Aufbohrstufe mit der Werkzeugaustrittsphase der Querschneide zur Folge. Diese geometrischen Verhältnisse müssen bei allen Betrachtungen stets berücksichtigt werden und sind insbesondere für die spätere zeitabhängige Modellierung von Interesse.



**Bild 5-3** Abgleich einer **A.** stabilen Bohrung mit einer **B.** labilen Bohrung bei Bohrposition  $x = 160$  mm.

Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S mit  $0^\circ$ -DLO ;  $r_\beta = 29 \mu\text{m}$  ;  $\sigma_{130^\circ}$ .

*Bild 5-3* zeigt nun beispielhaft die realen Änderungen des Vorschubkraftverlaufs einer labilen Bohrung bei  $x = 160$  mm im Vergleich zu einer stabilen Bohrung. In beiden Diagrammen wurden die einzelnen Bohrphasen nach *Bild 5-2* markiert und beschriftet. Der erstmalige Anstieg der Vorschubkraft der stabilen Bohrung fällt sehr steil aus, da die Querschneide vor dem eigentlichen Schneidprozess kurzzeitig eine reine Drucklast auf das Werkstück ausübt (Phase 1-2). Ist die Hauptschneide der Vollbohrstufe vollständig im Eingriff (Phase 2-3) stellt sich ein konstantes Kraftniveau ein bis die Hauptschneiden der Aufbohrstufe das Werkstück erreichen (Phase 3). Die Vorschubkraft steigt dann erneut an, wobei die Steigung mit dem ersten Kraftanstieg des Vollbohrens vergleichbar ist (Phase 3-4).

Sind alle Hauptschneiden im Volleingriff, besteht erneut ein konstantes Kraftniveau bis die Querschneide austritt (Phase 4-5). Der folgende Kraftabfall kommt zum Erliegen sobald der Bohrvorgang in einen reinen Aufbohrprozess übergegangen ist (Phase 5-6). Nachdem die Hauptschneiden der Aufbohrstufe aus dem Material austreten, verringert sich die Vorschubkraft dann wieder auf Nullniveau (Phase 7-8).

Der labile Bohrprozess in der exemplarischen Messung zeigt mehrere markante Unterschiede zum stabilen Bohrprozess. Beide Kraftanstiege beim Eintritt der Hauptschneiden der Voll- und Aufbohrstufe weisen eine geringere Steigung auf und erreichen nicht das gleiche Kraftniveau der stabilen Bohrung. Die maximale Vorschubkraft der labilen Bohrung ist aufgrund der Ausweichbewegung des Werkstückes um ca. 15 % geringer, was absolut 24,9 N entspricht. Der Vollbohrprozess mit Volleingriff der Hauptschneiden erstreckt sich näherungsweise über einen gleichbleibenden Zeitraum, insgesamt verzögert sich der Querschneidenaustritt aber erheblich. Sobald die Querschneide aus dem Material ausgetreten ist, finden die bereits dargelegte Lastumverteilung nach *Capello* und der Rückfederprozess aufgrund der Werkstückverformung statt.

Im Versuch bedeutet dies, dass die Bohrphasen 5-8 in schneller Abfolge stattfinden und näherungsweise als Stanzeffekt zusammengefasst werden können. Das Rückfedern des labilen Bohrprozesses kann allerdings nicht grundsätzlich als Stanzeffekt klassifiziert werden. Je nach Werkzeuggeometrie, Werkzeugverschleiß und der lokalen Nachgiebigkeit sind unterschiedliche Ausprägungen des Werkzeugaustrittes vorhanden. Diese sind in *Bild 5-4* veranschaulicht und werden nachfolgend erläutert.

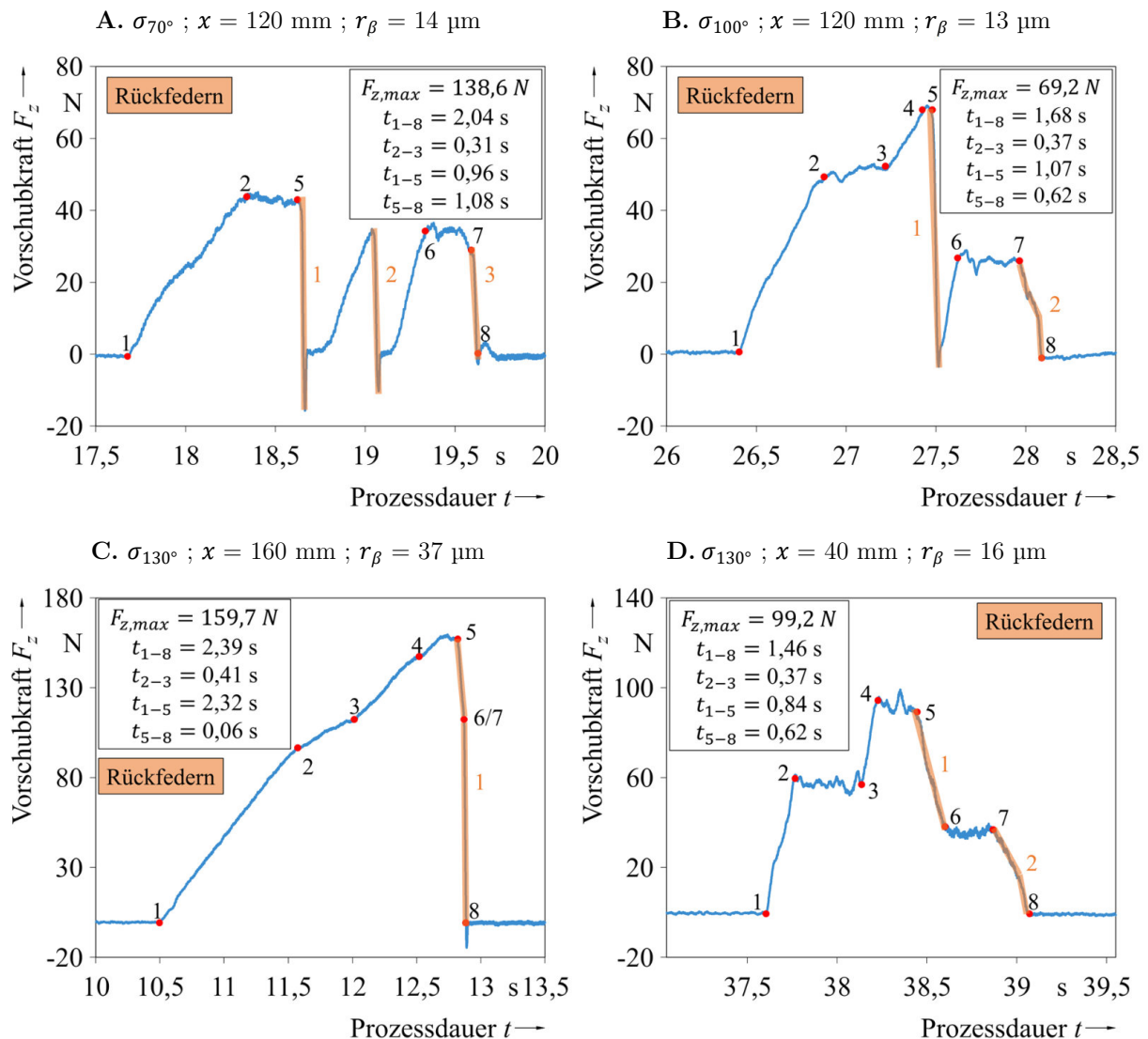
Durch die Versuchsreihen nach *Tabelle 5-1* kann der Austrittsprozess des Stufenbohrers in drei Typen unterteilt werden. Die Haupteinflussfaktoren auf den Kraftverlauf sind an dieser Stelle die lokale Nachgiebigkeit, repräsentiert durch die Bearbeitungsposition  $x$ , der Spitzenwinkel und die Schneidkantenverrundung der Hauptschneiden.

I. Labile Bohrbearbeitung mit mehrfachen Rückfederbewegungen (*Bild 5-4 A/B*)

Bei mittleren lokalen Nachgiebigkeiten ( $80 \text{ mm} \leq x \leq 120 \text{ mm}$ ) ist je nach Werkzeuggeometrie und Hauptschneidenschärfe mit mehrstufigen Rückfederprozessen zu rechnen. Stufenbohrer mit kleinem Spitzenwinkel ( $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$ ) bewirken ein wiederholtes Ansteigen und Abfallen der Vorschubkraft während dem Aufbohrprozess. Die Einbrüche im Kraftverlauf sind jeweils mit einer temporären Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit verknüpft. Stufenbohrer mit großem Spitzenwinkel ( $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ ) können im Austrittsprozess durch eine zweistufige Rückfederbewegung charakterisiert werden.



Ist die Querschneide ausgetreten, federt das Werkstück vorerst zurück, wird aber im nächsten Moment von der Aufbohrstufe auf konstantem Verformungsniveau gehalten. Kleine Spitzenwinkel können diesen Widerstand nicht aufbringen und bewirken daher ein wiederholtes Abgleiten des Werkstückes an den scharfen Schneiden. Ein konstanter Gleichgewichtszustand ergibt sich hier lediglich bei höheren Schneidkantenradien und damit bei einer größeren Reibungsfläche. Die Verringerung der maximal erzielten Vorschubkraft im Vergleich zur stabilen Bohrung vergrößert sich.



**Bild 5-4** Klassifizierung instationärer Bohrprozesse anhand der geometrie- und verschleißabhängigen Rückfederprozesse in **A.** mehrfaches Rückfedern **B.** zweifaches Rückfedern **C.** einmaliges Rückfedern **D.** geringfügiger Rückfederprozess. Probenmaterial: M21/T800S mit 0°-DLO.

*Ergänzung zu Bild 5-4 A:* Bei  $\sigma_{70^\circ}$  tritt die Querschneide aus dem Material aus, bevor die Aufbohrstufe im Eingriff ist. Eine Zuordnung der Phasen 3-4 ist daher nicht möglich. Die Überlagerung des Werkzeugaustrittes mit dem Aufbohrprozess zwischen Phase 5-6 kann in diesem labilen Bohrprozess nicht eindeutig unterteilt werden.

*Ergänzung zu Bild 5-4 B:* Der zweite Rückfederprozess erfolgt in der Phase 7-8. Dies wird in *Bild 5-5* deutlicher ersichtlich.

II. Labile Bohrbearbeitung mit einmaliger Rückfederbewegung (Bild 5-4 C)

Das einmalige Rückfedern ist die eindeutigste Ausprägung des Austrittsprozesses des Stufenbohrers aus dem Werkstück. In diesem Fall wird der Aufbohrprozess übersprungen und der Nenndurchmesser der Bohrung wird näherungsweise stanzend unter starker Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit hergestellt. Dieses Phänomen kann durch hohe bis sehr hohe lokale Nachgiebigkeiten ( $x \geq 120$  mm) oder aber durch verschleißbedingt erhöhte Vorschubkräfte ausgelöst werden.

III. Labile Bohrbearbeitung mit geringer lokaler Nachgiebigkeit (Bild 5-4 D)

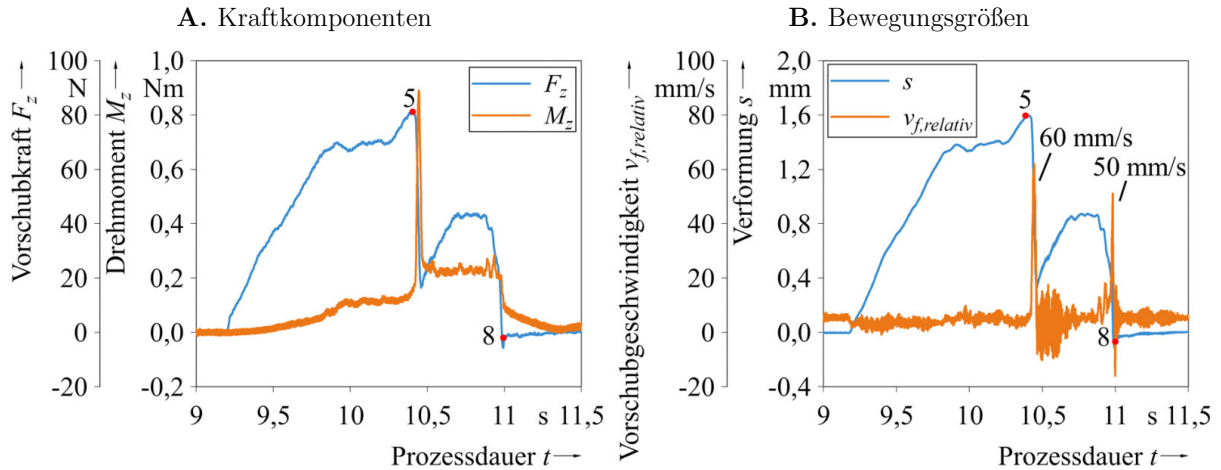
Bei geringen lokalen Werkstücknachgiebigkeiten oder Auskraglängen tritt der Rückfederprozess nur in geringfügigem Maß auf. Das Ergebnis ist eine zu vernachlässigende Verlängerung der Prozessdauer. Im Versuch trifft dieses Verhalten in erster Linie auf Bearbeitungspositionen mit  $x \leq 40$  mm zu und ist unabhängig vom Spitzenwinkel und vom Verschleißzustand. Die auftretenden Kräfte sind mit denen der stabilen Bohrung vergleichbar, da nahezu keine Steifigkeitsänderung an der Bearbeitungsposition zu verzeichnen ist.

Trotz der Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit beim Rückfederprozess im Allgemeinen und der damit verbundenen höheren Spanungsdicke zu diesem Zeitpunkt, reduziert sich die Vorschubkraft im Moment des Werkzeugaustrittes schlagartig. Dies widerspricht vorerst den grundsätzlichen Zusammenhängen der klassischen Zerspanungslehre mit definierter Schneide, welche mit zunehmender Spanungsdicke eine Erhöhung der Vorschubkraft vorsieht. Eine Erklärung hierfür kann durch die Betrachtung der Verläufe der Zerspankraftkomponenten und der Verformung des Werkstückes sowie durch die Berechnung der relativen Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,relativ}$  abgeleitet werden. Die relative Vorschubgeschwindigkeit wird gemäß Gleichung (5.1) aus der Differenz zwischen dem eingestellten Maschinenvorschub und der Ableitung des Verformungsweges des Werkstückes nach der Zeit berechnet.

$$v_{f,relativ} = v_f - \frac{ds}{dt} \quad (5.1)$$

Bild 5-5 zeigt exemplarisch die zeitlichen Verläufe der vier relevanten Prozessgrößen. Die Vorschubkraft  $F_z$  und die Werkstückverformung  $s$  sind linear proportional zueinander und ergeben über den Quotienten  $s(t)/F_z(t)$  eine gleichbleibende lokale Nachgiebigkeit von  $\delta \approx 20$  µm/N. Vor Beginn des eigentlichen Bohrprozesses beträgt die relative Vorschubgeschwindigkeit 5,3 mm/s was dem eingestellten Maschinenvorschub von  $v_f = 318$  mm/min entspricht.

Mit dem Werkstückkontakt der Querschneide verringert sich  $v_{f,relativ}$  und beträgt für die beiden Eintrittsprozesse der Hauptschneiden der Voll- und Aufbohrstufe etwa  $v_f/2$ . Der reale Maschinenvorschub wird näherungsweise in den Prozesszeiten mit konstanten Eingriffsbedingungen erreicht. Markant sind zudem die beiden Peaks von  $v_{f,relativ} = 60$  mm/s beim Querschneidenaustritt (Phase 5) und  $v_{f,relativ} = 50$  mm/s am Ende des Bohrprozesses (Phase 8). Sie repräsentieren jeweils die Rückfederung des Werkstückes, welche für die dargestellte Versuchskonfiguration in zwei Stufen erfolgt.



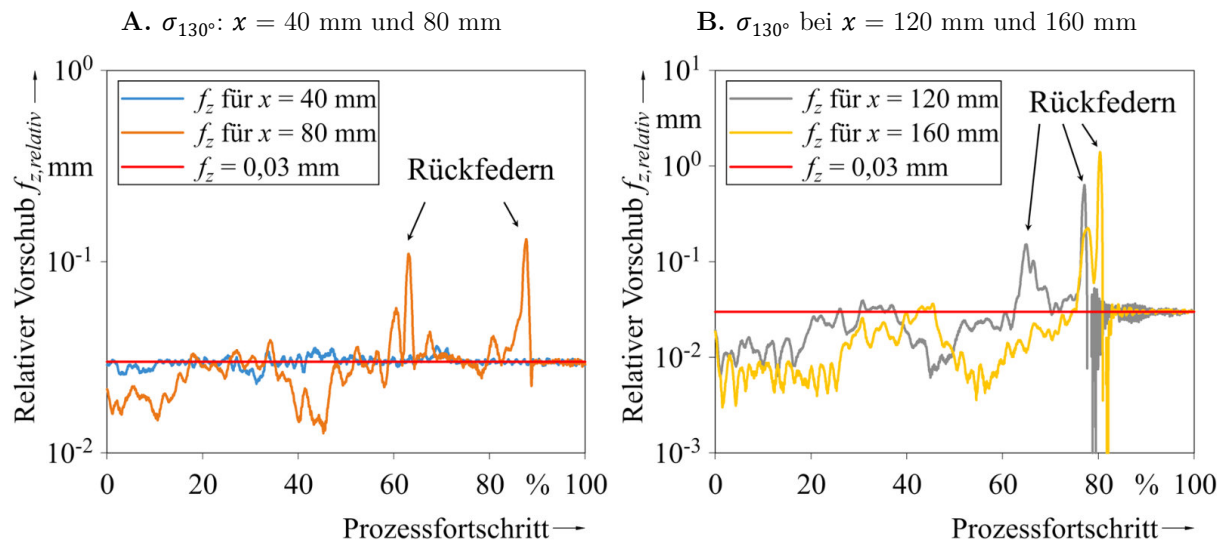
**Bild 5-5** Abgleich der **A.** Vorschubkraft und des Drehmoments mit der **B.** relativen Vorschubgeschwindigkeit und der Werkstückverformung bei der labilen Bohrbearbeitung.

Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S mit  $0^\circ$ -DLO ;  $\sigma_{85^\circ}$  ;  $x = 120$  mm ;  $r_\beta = 31$   $\mu$ m.

Im Moment des Querschneidenaustrittes spielen mehrere Faktoren zusammen, welche insgesamt eine Verringerung der Vorschubkraft trotz kurzfristig steigender Spanungsdicke ergeben. Der nicht schneidende Anteil der Querschneide hat je nach Werkzeuggeometrie und aktuell herrschendem Eingriffsverhältnis einen hohen Anteil an der Gesamtvorschubkraft respektive der Verformung des Werkstückes (siehe *Abschnitt 2.2*). Durch den Wegfall dieses Anteils entsteht ein Ungleichgewicht zwischen der Federkraft des Werkstückes und der durch das Werkzeug aufgebrachten Vorschubkraft. Zum Ausgleich der kurzzeitig herrschenden ungleichen Kraftverhältnisse federt das Werkstück zurück und erhöht dadurch die Spanungsdicke  $h$ . Gleichzeitig verringert sich aber auch die Spanungsbreite  $b$ . Die verbleibende Federkraft nimmt mit fortschreitender Prozessdauer ab. Bezüglich der Spanbreitenreduktion spielt die Art des Rückfedermechanismus eine entscheidende Rolle. Ausgehend von einem Volleingriff aller Hauptschneiden vor dem Querschneidenaustritt ( $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ ) beträgt die Reduktion im Rahmen der Versuche mindestens 33 % bei mehrstufigen Rückfederprozessen ( $1 - d/D = 0,33$ ). Bei kleinen Spitzenwinkeln ohne Volleingriff in Phase 5 ( $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$ ) kann der Wert kleiner ausfallen.

Der gesamte Rückfederprozess erstreckt sich über eine sehr geringe Zeitspanne (exemplarisch in *Bild 5-4 C*: 60 ms), in welcher der Wegfall des Vorschubkraftanteils der Querschneide den dominantesten Einflussfaktor darstellt. Der kurzzeitige Anstieg des Spanungsquerschnittes *A* reicht hierbei nicht aus um eine Vorschubkrafterhöhung zu bewirken.

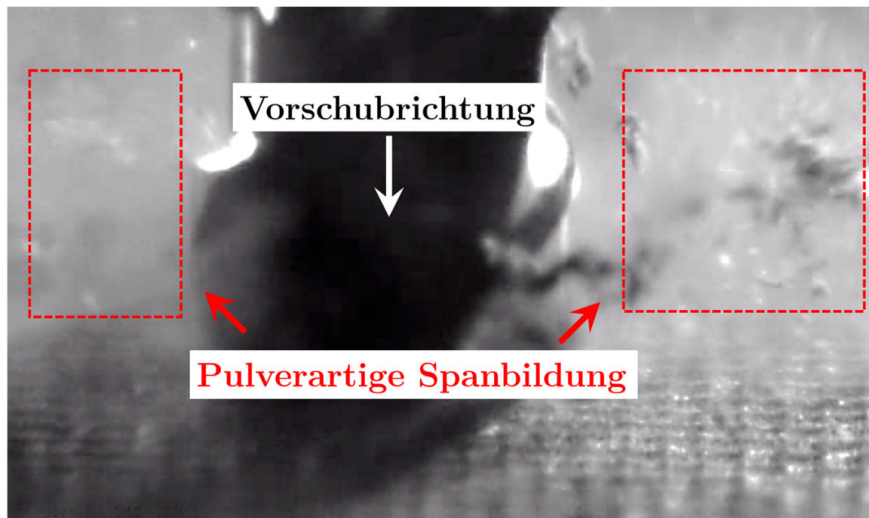
Im Gegensatz zur Vorschubkraft ist der Querschneideneinfluss für die Schnittkraft des Prozesses unerheblich und eine Erhöhung des Drehmoments ist deutlich erkennbar. Diese resultiert aus der Zunahme von *h* und der Vergrößerung des Abstandes des mittleren Lastangriffspunktes der Schnittkraft zur Werkzeugmitte. Der zweite Geschwindigkeitspeak von  $v_{f,relativ}$  bewirkt keine Drehmomentänderung, da zu diesem Zeitpunkt kein nennenswerter Spanungsquerschnitt im Eingriff ist. Das abnehmende Drehmoment nach Ende des Bohrprozesses ist dem Umstand geschuldet das zwischen Umfangsschneide und Bohrlochinnenwand nach wie vor Reibprozesse stattfinden. Diese verringern sich mit der Verjüngung des Werkzeugdurchmessers bei fortschreitendem Vorschubweg. Eine detaillierte Veranschaulichung der relativen Vorschubgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Bearbeitungspositionen liefert *Bild 5-6*. In den Diagrammen ist der relative Vorschub pro Zahn  $f_{z,relativ}$  über die Prozessdauer für die Bearbeitungspositionen  $x = 40$  mm, 80 mm, 120 mm und 160 mm aufgetragen. Aufgrund der variierenden Bohrzeiten wurde auf der Abszissenachse eine prozentuale Skalierung gewählt.



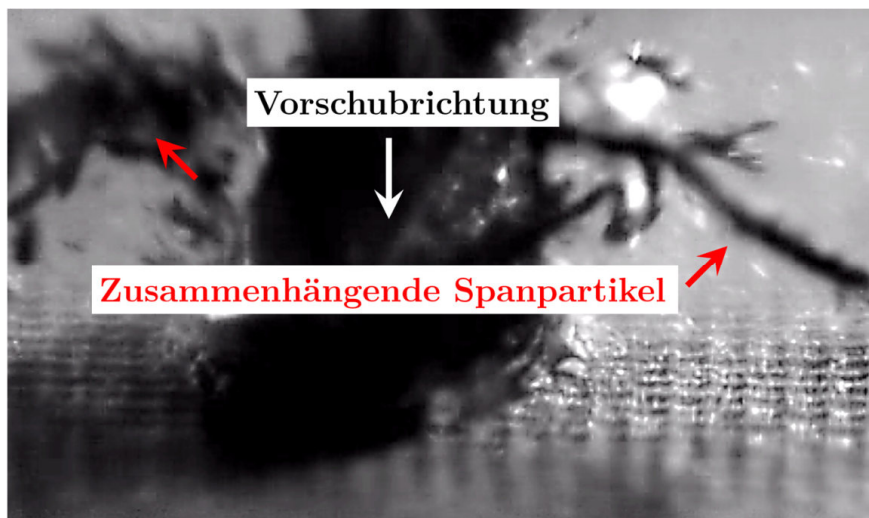
**Bild 5-6** Vergleich des relativen Vorschubs  $f_{z,relativ}$  bei den Bearbeitungspositionen **A.**  $x = 40$  mm und 80 mm sowie **B.**  $x = 120$  mm und 160 mm. Zur Orientierung wurde der tatsächliche Maschinenvorschub  $f_z = 0,03$  mm in die Diagramme mit aufgenommen. Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S mit 0°-DLO ;  $\sigma_{130^\circ}$  ;  $r_\beta = 16$   $\mu$ m.

Insgesamt bestätigen die Berechnungen von  $f_{z,relativ}$  die Klassifizierung des Werkzeugaustrittes nach *Bild 5-4*. Während für eine Bearbeitungsposition von 40 mm ein nahezu konstanter relativer Vorschub resultiert, erreicht  $f_{z,relativ}$  bei höheren lokalen Nachgiebigkeiten lediglich zu geringen Anteilen den eingestellten Maschinenparameter. Dies geschieht grundsätzlich nur bei konstanter Spanungsbreite, während sich die Spanungsdicke  $h$  schrittweise erhöht und sich ihrem Nennwert annähert. Für sehr große Bearbeitungspositionen  $x = 160$  mm erfolgt der Querschneidenaustritt bevor sich dieser Gleichgewichtszustand einstellt. Des Weiteren zeigen die Geschwindigkeitspeaks die unterschiedlichen Typen der Austrittsprozesse ohne Rückfederung sowie mit mehrstufigen und einmaligen Rückfederprozessen.

A. Vollbohrprozess (Phase 4-5)



B. Rückfederprozess (Phase 5-8, Einstufig)



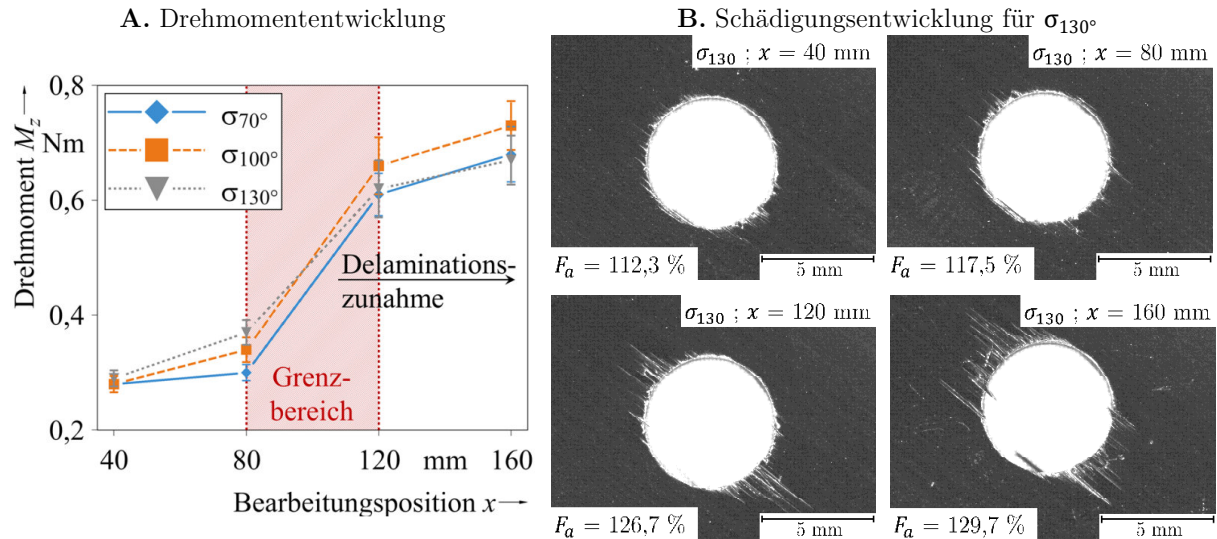
**Bild 5-7** Vergleich des Spanbildungsprozesses zwischen A. Vollbohrprozess und B. Austrittsphase der Querschneide bei der labilen Bohrbearbeitung.

Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S 45°-DLO ;  $\sigma_{130^\circ}$  ;  $r_\beta = 37 \mu\text{m}$  ;  $x = 160$  mm.



Die Folgen der Änderungen der relativen Vorschubgeschwindigkeit auf die Spanbildung und damit den Spanungsquerschnitt während des labilen Bearbeitungsprozesses lassen sich gleichermaßen in Hochgeschwindigkeitsaufnahmen an der Werkzeugeintrittsseite nachvollziehen. *Bild 5-7* zeigt hierzu die relevanten Prozessphasen des Vollbohrprozesses und des Querschneidenaustrittes bei einer Bearbeitungsposition von  $x = 160$  mm. Im Vollbohrprozess ist gemäß den Ausführungen in *Abschnitt 2.2* eine pulverartige Spanbildung vorherrschend. Die Momentaufnahme der Rückfederung entspricht einem einstufigen Rückfederprozess und liegt zwischen den Phasen 5–8. Die Spanform schlägt dabei in die Bildung zusammenhängender Spanpartikel um und bestätigt somit die kurzzeitige Erhöhung der Spanungsdicke. Gleichzeitig kann durch die Aufnahmen nachgewiesen werden, dass während der Rückfederung ein definierter Zerspanprozess vorherrscht und keine reine Verdrängung des verbleibenden Materials durch die Werkzeuggeometrie.

In *Bild 5-8* wurde das maximal erreichte Drehmoment von labilen Bohrprozessen über die Bearbeitungsposition  $x$  aufgetragen. Als Bohrwerkzeuge wurden die Stufenbohrer  $\sigma_{70^\circ}$ ,  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  bei ähnlichen Schneidkantenradien zwischen 11-16  $\mu\text{m}$  verwendet. Im rechten Teil der Abbildung finden sich exemplarisch die zugehörigen mikroskopischen Aufnahmen der Werkstückaustrittsseite für die Bohrserie von  $\sigma_{130^\circ}$ .



**Bild 5-8** Entwicklung des **A.** Drehmoments und der **B.** Austrittsdelamination in Abhängigkeit der Bearbeitungsposition und des Spitzenwinkels. Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S mit 45°-DLO ;  $r_\beta = 11-16$   $\mu\text{m}$ .

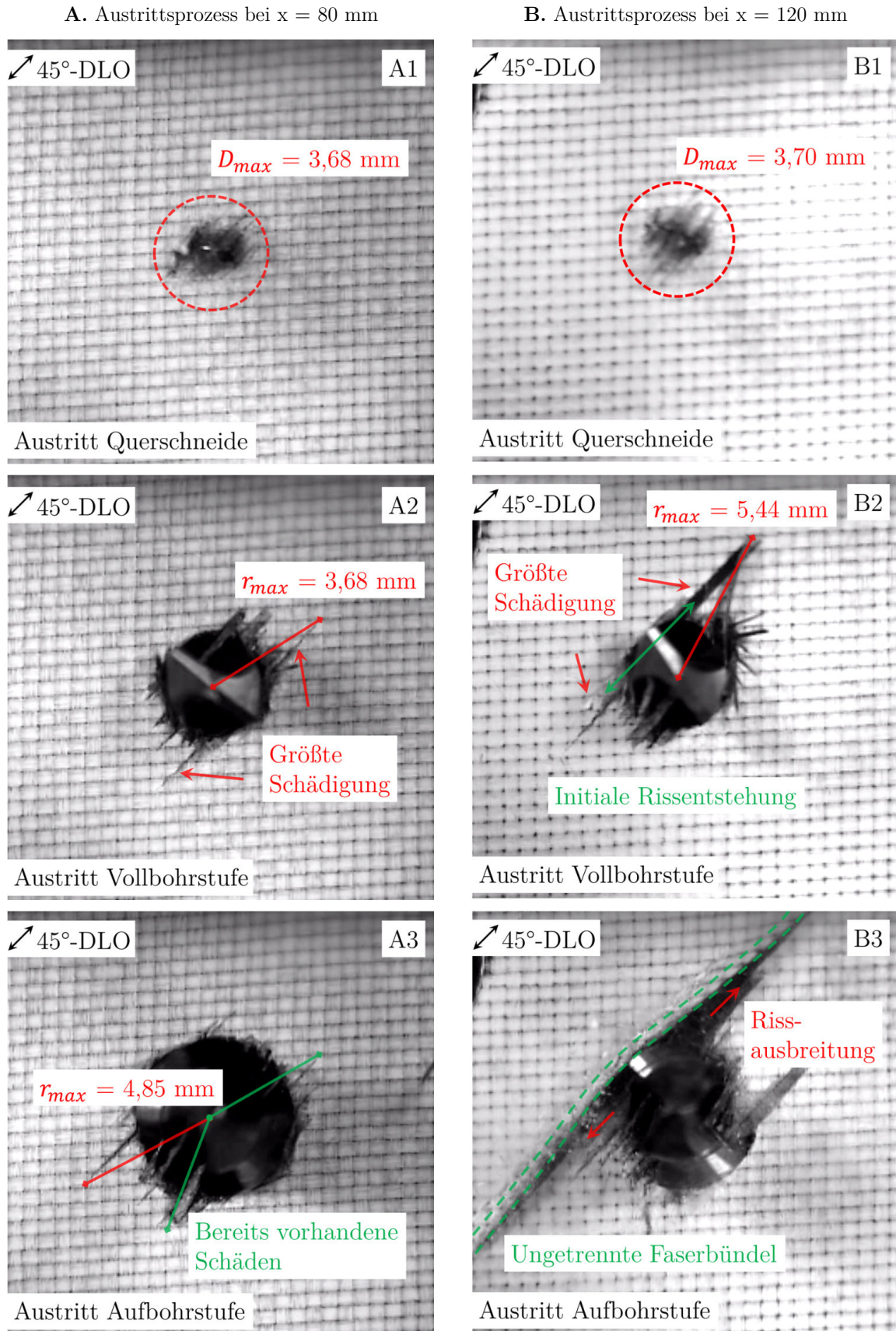
Bei den beiden geringen Bearbeitungspositionen zeigt der Verlauf des Drehmoments für alle Spitzenwinkelgeometrien ein niedriges Niveau zwischen 0,29 Nm und 0,36 Nm. Zwischen den Bearbeitungspositionen von  $x = 80$  mm und  $x = 120$  mm steigt das Drehmoment gleichermaßen für alle Werkzeuge auf ca. 0,61-0,66 Nm an. Dieser Anstieg resultiert aus den Einzelpeaks der Rückfederprozesse und geht mit einer Erhöhung des Delamina-tionsausmaßes an der Austrittsseite einher.

Im weiteren Verlauf des Diagramms ist zwar eine tendenzielle Erhöhung der Drehmomente erkennbar, die Endwerte liegen aber für  $x = 160$  mm nur geringfügig höher als bei  $x = 120$  mm (0,68-0,72 Nm). Die Gesamtsteigerung des Drehmoments mit Überschreiten des Grenzbereichs liegt damit bei durchschnittlich 146 %. Die Erhöhung des flächengewichteten Delaminationsfaktors  $F_a$  liegt absolut bei durchschnittlich 13,3 %.

Bezüglich der Drehmomente lässt sich das Diagramm in Abhängigkeit von der Bearbeitungsposition in drei Segmente einteilen. Bei niedrigen Bearbeitungspositionen und geringem Drehmoment ist die Delaminationsausprägung insgesamt gering. Mit einer absoluten Differenz von 5,2 % der exemplarischen Messung in *Bild 5-8 B* verbleibt  $F_a$  auf ähnlichem Niveau. Dieser Bereich ist vor allem für die praktische Anwendung relevant, da die dort herrschenden lokalen Nachgiebigkeiten tolerierbar sind. Der folgende Grenzbereich resultiert durch die beschriebene Drehmomenterhöhung und weist gleichzeitig eine Verschlechterung der Bohrungsqualität auf. Das Drehmoment strebt hierbei gegen einen Grenzwert. Dadurch zeigt sich, dass lediglich in diesem Bereich eine starke Abhängigkeit der betrachteten Kennwerte von der Erhöhung der Bearbeitungsposition und der damit verbundenen ansteigenden Rückfedergeschwindigkeit besteht. Nach Überschreiten des Grenzbereiches bleibt das Drehmoment auf näherungsweise gleichem Niveau, was darauf hindeutet, dass die Rückfedergeschwindigkeit durch die Werkzeuggeometrie und die Freifläche der Aufbohrstufe begrenzt wird.

Betrachtet man den Austrittsprozess des Bohrwerkzeuges mittels Hochgeschwindigkeitskamera von unten, lässt sich dadurch die Ursache der erhöhten Austrittsdelamination bei labilen Bohrprozessen erkennen. Hierzu wurde bei 45°-DLO und den Bearbeitungspositionen  $x = 80$  mm und  $x = 120$  mm am Grenzbereich die jeweilige Austrittsphase des Werkzeuges verglichen. Da ein Spitzenwinkel von 130° eine sehr hohe Schadensausprägung bei hoher Verformung verursacht, wurde dieser Werkzeugtyp exemplarisch für den Vergleich herangezogen. Zudem erleichtert die strikte Trennbarkeit der einzelnen Prozessphasen bei dieser Stufenbohrergeometrie die Analyse (siehe *Bild 5-4*). Eine bessere Ausleuchtung bei gleichzeitig höherem Kontrast konnte durch Beschichtung der Unterseite des Werkstückes mit Kreidespray erreicht werden.

Kurz nach dem Querschneidenaustritt ist die aktuell erreichte Delamination bei beiden Bearbeitungspositionen vergleichbar. In *Bild 5-9 A1/B1* ist hierzu der Durchmesser der Delamination mit  $D_{max} = 3,68$  mm und 3,7 mm eingezeichnet. Folglich kann die These aufgestellt werden, dass die Beanspruchung der untersten Lagen in Vorschubrichtung zu diesem Zeitpunkt unabhängig von der Nachgiebigkeit und der vorhandenen Federkraft ist.



**Bild 5-9** Schädigungsentwicklung während des Austrittsprozesses bei der labilen Bohrbearbeitung [186]\*.

**A.**  $x = 80$  mm und **B.**  $x = 120$  mm. Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S mit 45°-DLO;  $\sigma_{130^\circ}$ ;  $r_\beta = 37$   $\mu$ m.

[186]\* Die Aufnahmen des Werkzeugaustrittes sind im Rahmen der zitierten Bachelorarbeit an der THU entstanden.

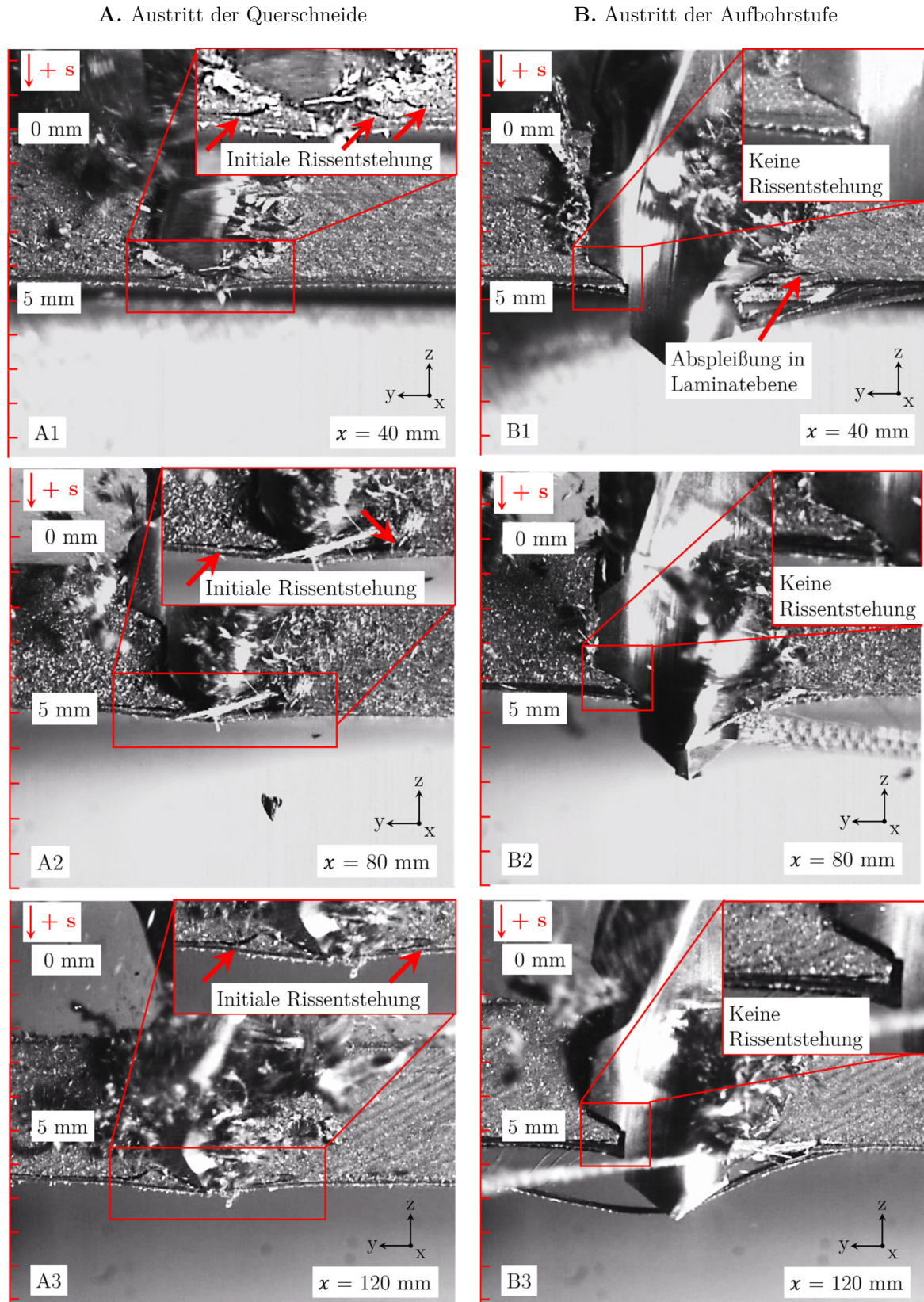


Erst mit dem vollständigen Austritt der Hauptschneiden der Vollbohrstufe aus dem Material zeichnet sich ein höheres Schadensausmaß für die Bearbeitungsposition  $x = 120$  mm ab. Die Ablösung der Fasern tritt dabei primär am äußersten Ende der Hauptschneiden unter einem decklagenbezogenen Fasertrennwinkel von  $0^\circ$  auf. Bei dieser Schneidenposition wird durch die erstmalige Rückfederung die höchste Biegebelastung auf die ungeschnittenen Fasern ausgeübt (vgl. *Abschnitt 2.2*). Das größte Schädigungsausmaß kann an dieser Stelle für die geringere Auskrägung mit  $r_{max} = 3,68$  mm und für die höhere Auskrägung mit  $r_{max} = 5,44$  mm angegeben werden.

Das bisherige Risswachstum in *Bild 5-9 A2/B2* ist der Ursprung für die weitere Schädigungsentstehung und kann als initiales Risswachstum bezeichnet werden. Besonders deutlich wird dies beim Austritt der Hauptschneiden der Aufbohrstufe, was dem zweiten Rückfedern während des gesamten labilen Bohrprozesses entspricht. Bei der Bearbeitungsposition von  $x = 80$  mm ist die größte Schädigungsausprägung geringfügig um 1,17 mm auf  $r_{max} = 4,85$  mm gewachsen.

Des Weiteren sind an der Austrittsseite nach wie vor Schäden ersichtlich, welche schon beim Hauptschneidenaustritt der Vollbohrstufe entstanden sind. Insgesamt ist dies auf eine geringe Ausprägung der Rückfederbewegung zurückzuführen. Bei  $x = 120$  mm kann hingegen das Abheben eines ungeschnittenen Faserbündels durch die Rückfederkraft und die resultierende Biegebelastung beobachtet werden. Die Rissausbreitung erfolgt entlang der initialen Risse und vergrößert die delaminierte Fläche bis das Faserbündel reißt. Die Rückfederung fungiert hier als verstärkender Faktor bereits vorhandener Delaminationen.

Eine ergänzende Veranschaulichung der initialen Rissentstehung liefern Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von Halblochbohrungen des labilen Bohrprozesses. Hierzu wurde das Objektiv von vorne auf die Werkstückkante gerichtet und der Austrittsprozess bei  $x = 40$  mm, 80 mm und 120 mm betrachtet. Die Auskräglänge  $l$  des Werkstückes überschreitet die Bearbeitungsposition jeweils um 0,5 mm. Dadurch wird gewährleistet, dass der Querschneideneffekt nach wie vor vorhanden ist. Zur besseren Orientierung ist in den Einzelaufnahmen in *Bild 5-10* das Koordinatensystem der Kraftmessplattform eingezeichnet.



**Bild 5-10** Initiale Rissentstehung bei der labilen Bohrbearbeitung vor dem **A.** Querschneidenaustritt und dem **B.** Austritt der Aufbohrstufe. [185]\*

Bearbeitungsbedingungen: M21/T800S 45°-DLO ;  $x = 40 \text{ mm}, 80 \text{ mm und } 120 \text{ mm}$  ;  $\sigma_{130^\circ}$  ;  $r_\beta = 37 \text{ }\mu\text{m}$ .

[185]\* Die Aufnahmen der Halblochbohrungen sind im Rahmen der zitierten Studienarbeit an der THU entstanden.

Die linke Spalte der Abbildungen zeigt qualitativ die Auswirkungen der Querschneidenlast auf die untersten Lagen des Werkstückes. Gemäß der zunehmenden lokalen Nachgiebigkeit von oben nach unten erhöht sich die Verformung  $s$  des Werkstückes von ursprünglich 0,1 mm bei  $x = 40$  mm bis auf 2,2 mm für die größte Bearbeitungsposition. Ungeachtet der Nachgiebigkeit zeigen sich für alle betrachteten Bearbeitungspositionen vergleichbare Rissphänomene unterhalb der Hauptschneide der Aufbohrstufe. Des Weiteren ist ersichtlich, dass die initiale Rissentstehung nicht auf die letzte Lage beschränkt sein muss, sondern auch tiefer im Material stattfinden kann. Insgesamt bestätigen sich die Annahmen zum Querschneidenaustritt in *Bild 5-9*. Die rechte Spalte in *Bild 5-10* zeigt den Austritt der Hauptschneiden der Aufbohrstufe aus dem Werkstück. Grundsätzlich reicht die unter den gegebenen Versuchsbedingungen ausgeübte Vorschubkraft der Hauptschneiden nicht mehr aus, um weitere, neue Risse im Material zu initiieren. Abweichungen davon zeigen sich lediglich an der rechten Hauptschneide bei  $x = 40$  mm. Der entstandene Riss hat seine Ursache allerdings in einer Abspleißung des Materials in der Laminebene und ist somit die Folge der wirkenden Schnittkraft in der Halblochbohrung.

Damit lässt sich zusammenfassen, dass der initiale Riss unabhängig von der lokalen Nachgiebigkeit immer aus einem näherungsweise statischen Lastgleichgewicht resultiert. Die Lastumverteilung im Rückfederprozess vergrößert dann die bereits vorhandenen Schäden. Auswirkungen von verformungsbedingten Biege- und Schubspannung im Material auf die initiale Rissentstehung sind aus den optischen Betrachtungen nicht ersichtlich. Eine umfassende quantitative Erfassung der Wechselwirkungen zwischen Werkstück und Werkzeug erfolgt in *Abschnitt 5.3*.

Ergänzend sei angemerkt, dass die stichprobenartige optische Untersuchung des labilen Bohrprozesses einen gewissen Interpretationsspielraum zulässt und keine vollumfänglichen, eindeutigen Schlüsse zulässt. Die Beobachtungen müssen teils als Thesen aufgefasst werden, welche in der theoretischen Betrachtung des Prozesses (siehe *Kapitel 7*) verifiziert werden können.

## 5.2 Frequenzanalyse des instationären Bohrprozesses mit einem Stufenbohrer

Die grundlegende Betrachtung der instationären Bohrbearbeitung mit Stufenbohrer hat gezeigt, dass für die Phasen 1-5 des Bohrprozesses eine näherungsweise statische Verformung angenommen werden kann. Die Austrittsphasen 5-8 weisen ein dynamischeres Werkstückverhalten auf. Um den Rückfederprozess dahingehend charakterisieren zu können, ist eine Analyse der auftretenden Frequenzen sinnvoll. Im Zuge dieser Betrachtung liegt das Augenmerk auf den folgenden Fragestellungen:

1. Welche Frequenzen sind während des instationären Bohrprozesses signifikant?
2. Korreliert der Rückfederprozess mit den Eigenfrequenzen des Werkstückes?

Zur Beantwortung dieser Fragen wurde die Bohrserie gemäß *Tabelle 5-2* aufgesetzt [187]\*. In Kombination mit einem Stufenbohrer mit  $85^\circ$  Spitzenwinkel weisen die vier Werkstückvarianten ein ausgeprägtes Rückfederverhalten auf. Die Schneidkantenverrundung im Bearbeitungsprozess betrug  $14\text{ }\mu\text{m}$ . Es wurden die Standardmaschinenparameter verwendet. Jede der Versuchskombinationen wurde dreimal durchgeführt. Die Bearbeitungsposition von  $120\text{ mm}$  liegt am Ende des Grenzbereichs der Delaminationserhöhung des labilen Bohrprozesses und erfüllt somit das Hauptkriterium bezüglich des Rückfederprozesses für diese Versuchsreihe. Von der Verwendung der  $90^\circ$ -DLO wurde an dieser Stelle abgesehen, da die hohe Steifigkeit ein Rückfedern bei der entsprechenden Bearbeitungsposition verhindert. Um eine verlässliche Aussage über das Rückfederverhalten treffen zu können, wurden das Wegmesssignal sowie das Beschleunigungssignal herangezogen.

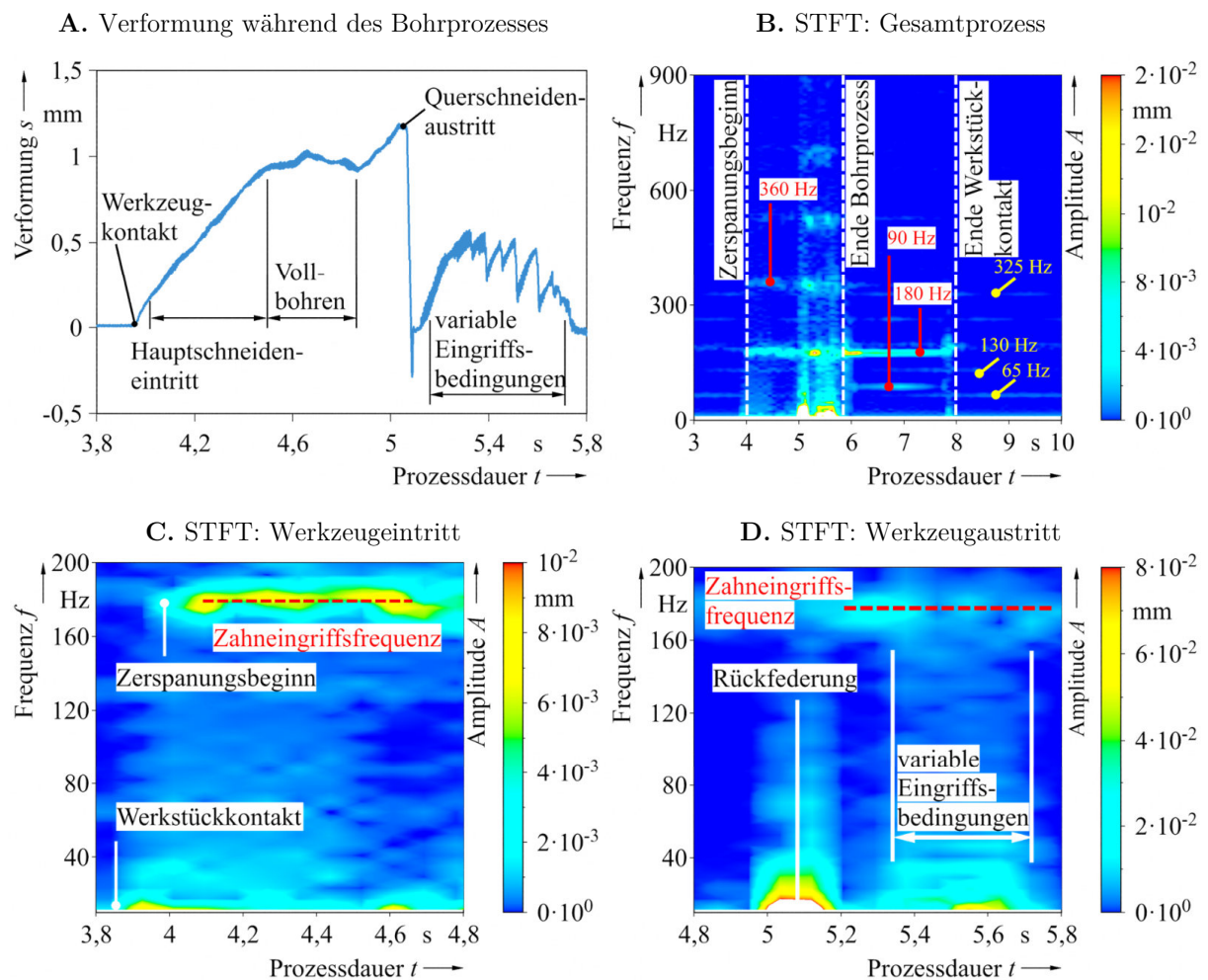
**Tabelle 5-2** Versuchsparameter zur Überprüfung der Werkstückschwingung beim instationären Bohrprozess [187].

Lagenaufbau	$0^\circ$ -DLO [0/45/90/-45] <sub>3s</sub>	$45^\circ$ -DLO [45/0/-45/90] <sub>3s</sub>
Balkenlänge $l$ in mm	140/170	140/170
Bearbeitungsposition $x$ in mm	120	120
Plattenbreite $b$ in mm	99,4	98,9
Plattenhöhe $h$ in mm	4,72	4,68
Widerstandsmoment $I$ in $\text{mm}^4$	871	844,8
Mittlerer Biege E-Modul $E$ in $\text{N/mm}^2$	33.320	40.600

[187]\* Die Erhebung der Messdaten sowie die Weiterverarbeitung derselben erfolgte im Rahmen der zitierten Master-Projektarbeit an der THU. Die abschließende Interpretation der Messdaten war nicht Teil der zitierten Arbeit.

### a. Zeitabhängige Frequenzanalyse des Austrittsprozesses mittels STFT

Eine STFT (engl.: Short Time Fourier Transformation) bietet die Möglichkeit die auftretenden Frequenzen und Amplituden über die gesamte Zeit des einzelnen Bohrprozesses zu betrachten. In *Bild 5-11* wird dies veranschaulicht. Die Abbildung zeigt die Werkstückverformung während der gesamten Prozessdauer beim labilen Bohrprozess sowie die STFT der unterschiedlichen Bohrphasen in Anlehnung an *Abschnitt 5.1*. In der Übersicht sind die unterschiedlichen Bohrphasen markiert und die vorherrschenden Frequenzen wurden farblich hervorgehoben. Die Darstellung ist als repräsentativ für jegliche in dieser Arbeit erstellten Bohrungen mit ausgeprägtem Rückfederprozess zu betrachten.



**Bild 5-11** STFT-Analyse des Wegsignals des gesamten labilen Bohrprozesses mit  $85^\circ$  Spitzenwinkel: **A.** Wegmessung (Wegmesssensor), **B.** gesamtes Frequenzspektrum, **C.** Werkzeugeintritt, **D** Werkzeugaustritt (M21/T800S,  $45^\circ$ -DLO,  $x = 120$  mm,  $l = 140$  mm,  $b = 98,9$  mm). Messdaten entnommen aus [187].

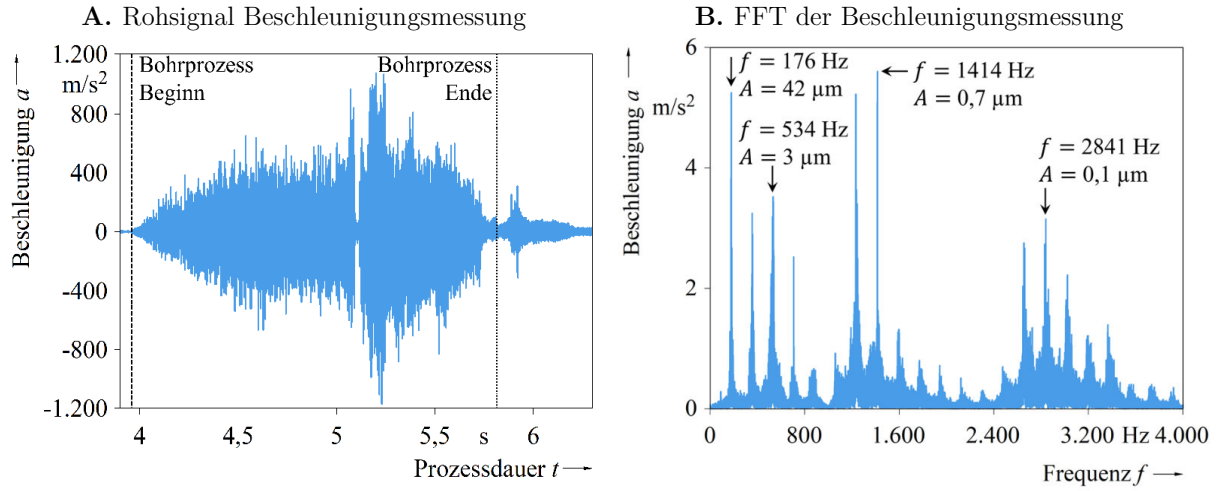
In der STFT ist auffällig, dass während des gesamten Prozesses zwei Arten von Frequenzen auftreten. Solange Material zerspannt wird, oder aber ein Reibungskontakt zwischen Werkzeug und Werkstück besteht, ist zum einen die Spindeldrehzahl, hauptsächlich aber die Zahneingriffsfrequenz bei ca. 180 Hz erkennbar (*Bild 5-11 B*: rot).



Vor Beginn des Bohrprozesses und nach dem Herausziehen des Werkzeuges aus der Bohrung finden sich diverse Frequenzen, welche nicht exakt zugeordnet werden können (*Bild 5-11 B*: gelb). Aufgrund des fehlenden Kontakts zwischen Werkzeug und Werkstück, sind diese aber dem Bearbeitungszentrum zuzuschreiben und können als Aggregatsfrequenzen mit niedriger Amplitude umschrieben werden. Bei einem Amplitudenwert  $A \leq 1 \mu\text{m}$  kann ein Einfluss auf den Bohrprozess ausgeschlossen werden.

In den Messdaten zeigt sich außerdem, dass beim Rückfederprozess niedrige Frequenzen im Bereich  $f \leq 40 \text{ Hz}$  auftreten (*Bild 5-11 D*). Gerade beim reinen Aufbohrprozess ohne Querschneidenbeteiligung ist ein Wechsel der Frequenzen zwischen Zahneingriffsfrequenz und den niedrigen Rückfederfrequenzen ersichtlich. Die Frequenzansammlung weist weder getrennte Frequenzbereiche auf noch eine konstante Frequenz über einen längeren Zeitraum. Damit kann es als zeitlich beschränktes Rauschen vieler Frequenzen beschrieben werden, in welchem in erster Linie unharmonische Schwingungen auftreten. In der Akustik wird ein solches Frequenzband als *Knall* bezeichnet, welcher in diesem Fall durch den hohen Werkzeugwiderstand im Rückfederprozess zustande kommt. Die maximale Frequenz dieses Phänomens kann über die Länge der Rückfederbewegung ermittelt werden und ergibt rechnerisch  $f_{\text{max}} = 1/29 \text{ ms} = 34,5 \text{ Hz}$  [180]. Gleiches gilt für nachfolgende Phänomene im Bereich der variablen Eingriffsbedingungen zwischen 5,1 s und 5,8 s, welche eine geringere maximale Frequenz, aber auch eine längere Dauer des rückfederungsspezifischen Rauschens aufweisen.

Zur Überprüfung der Frequenzanalyse mittels Wegmesssensor wurde diese mit einer Beschleunigungsmessung abgeglichen. Durch diese können Werkstückschwingungen mit geringer Amplitude besser erfasst werden. Die Messung in *Bild 5-12* zeigt, dass das Rohsignal des Beschleunigungssensors während des instationären Bohrprozesses grundsätzlich stark rauschbelastet ist. In der FFT wird jedoch ersichtlich, dass vor allem Vielfache der Drehfrequenz der Antriebsspindel  $f_n$  und der Zahneingriffsfrequenz  $f_z$  präsent sind, welche bei der gegebenen Drehzahl ( $n = 5.305 \text{ U/min}$ )  $89,9 \text{ Hz}$  ( $f_n$ ) und  $179,8 \text{ Hz}$  ( $f_z$ ) betragen. Mit Ausnahme der Zahneingriffsfrequenz erreichen die Amplituden der gemessenen Schwingungen maximal  $3 \mu\text{m}$ , liegen meist aber unter diesem Wert. Ein Einfluss dieser Schwingungen auf den Bearbeitungsprozess kann hier ebenso ausgeschlossen werden. Die hohe Amplitude der Zahneingriffsfrequenz kann jedoch als Ursache für das Ausweichen des Werkstückes angesehen werden.



**Bild 5-12** A. Rohdaten und B. FFT einer exemplarischen Beschleunigungsmessung eines instationären Bohrprozesses (M21/T800S, 40°-DLO,  $x = 120$  mm,  $l = 140$  mm,  $b = 98,9$  mm,  $h = 4,68$  mm). Messdaten entnommen aus [187].

### b. Bestimmung des Dämpfungsgrades für den Austrittsprozess

Unter der Annahme, dass es sich bei dem Rückfederprozess um eine mehr oder weniger stark gedämpfte Eigenfrequenz des frei schwingenden Werkstückes oder Balkens handelt, ist der Dämpfungsgrad  $\vartheta$  ein geeignetes Bewertungskriterium für die Bewegung. Dieser kann nach *Gleichung (5.2)* berechnet werden [180, 181].

$$\frac{\omega_D}{\omega} = \frac{f_D}{f} = \sqrt{1 - \vartheta^2} \rightarrow \vartheta = \sqrt{1 - \frac{f_D}{f}} \quad (5.2)$$

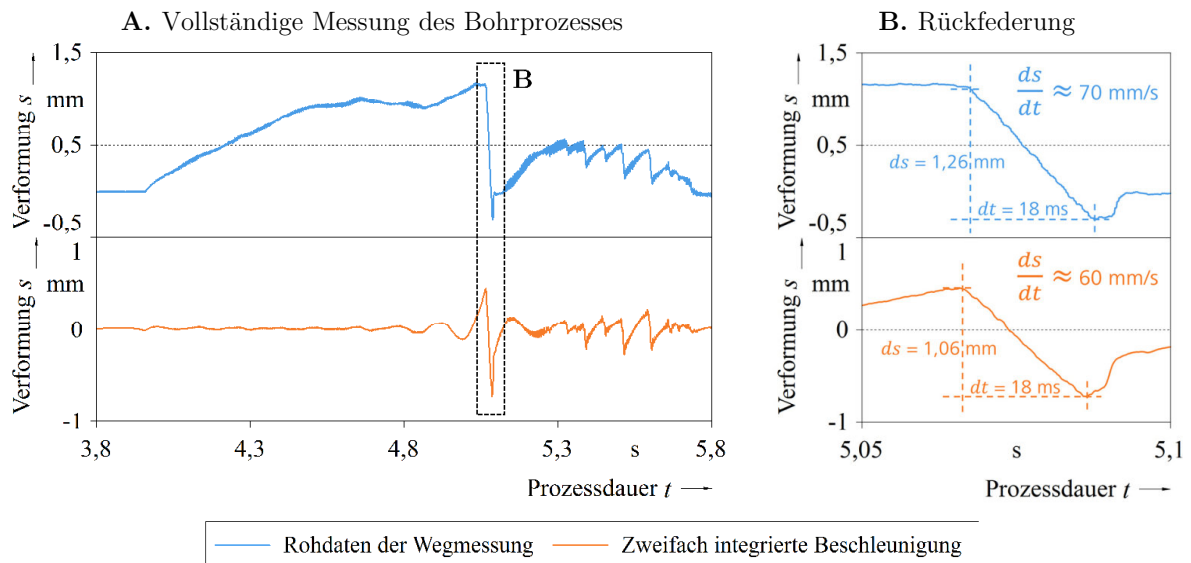
Der Dämpfungsgrad basiert hierbei auf dem Quotienten aus gedämpfter Kreisfrequenz  $\omega_D$  oder  $f_D$  zur ungedämpften (Kreis-)Frequenz des Biegebalkens. Aufgrund des steilen Abfalls der Verformungskurven beim Austritt des Werkzeuges im instationären Bohrprozess und des weiterhin vorhandenen Überschwingens über die Nulllage hinaus kann ein Dämpfungsgrad von  $0,7 < \vartheta < 1$  vermutet werden. Die Basis für die Berechnung des Dämpfungsgrades ist die Bestimmung oder Berechnung der Eigenfrequenzen  $f_i$  der verwendeten CFK-Proben. Aufgrund der Abweichungen der Materialeigenschaften von FKV im Vergleich zu isotropen Materialien kann die Anwendbarkeit der gängigen Biegebalkentheorien auf CFK aber nicht grundsätzlich vorausgesetzt werden. Durch den mittensymmetrischen Aufbau des verwendeten QI-Laminats M21/T800S ist jedoch gewährleistet, dass die Probe weitestgehend an das linear-elastische Verhalten eines isotropen Materials angenähert wird. Zudem sind aufgrund des verwendeten Lagenaufbaus Biege- und Schubkopplungseffekte überwiegend eliminiert und die CFK-Proben können als Balken mit vernachlässigbarem Schubanteil angenommen werden [187].

Somit kann die Berechnung der Eigenkreisfrequenzen  $\omega_i$  oder Eigenfrequenzen  $f_i$  gemäß *Gleichung* (5.3) und *Gleichung* (5.4) durchgeführt werden. Voraussetzung ist die Annahme der konstanten Biegefestigkeit  $EI$  und der konstanten Massebelegung  $\rho A$ .

$$\omega_i = f_i * 2\pi = \frac{\lambda_i^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (5.3)$$

$$\lambda_1 = 1,875; \lambda_2 = 4,694; \lambda_i \approx (l - 1/2)\pi \text{ bei } i > 2 \quad (5.4)$$

Um den Rückfederprozess aus *Bild 5-12* mittels Beschleunigungsmessung zu analysieren bedarf es einer Filterung des Rohsignals. Die bisher beschriebenen Frequenzen sind als Störgrößen aufzufassen, welche die Schwingungen der eigentlichen Werkstückbewegung überlagern. Es wird daher wiederholt ein IIR (engl.: Infinite Impulse Response)-Butterworth-Filter verwendet, welcher gleichzeitig den statischen Anteil des Signals herausfiltert, um ein Abdriften der durch Integration berechneten Wegverläufe zu verhindern. Der Sperrbereich des Filters liegt für jede Frequenz bei 20 Hz mit einem Toleranzband von 0,1 [187]. Das Ergebnis des gefilterten Signals zeigt *Bild 5-13*. Aufgrund der Filterung können die Messdaten des Wegmessensors und die zweifach integrierte Messkurve des Beschleunigungssensors verglichen werden. In beiden Kurven ist der Rückfederprozess übereinstimmend ersichtlich, wobei die Rückfedergeschwindigkeiten mit 60 mm/s (Beschleunigungsmessung) und 70 mm/s (Wegmessung) in der gleichen Größenordnung liegen. Das Verformen der CFK-Probe durch das Werkzeug ist aufgrund des nicht vorhandenen statischen Anteils im gefilterten Beschleunigungssignal nicht enthalten.



**Bild 5-13** Vergleich der Wegmessung mit dem zweifach integrierten und gefilterten Beschleunigungssignal über **A.** den gesamten Kurvenverlauf und **B.** den Ausschnitt zur Geschwindigkeitsberechnung (M21/T800S, 45°-DLO,  $x = 120$  mm,  $l = 140$  mm,  $b = 98,9$  mm,  $h = 4,68$  mm). Messdaten entnommen aus [187].



Die vorhandene Abweichung von 10 mm/s kann dadurch erklärt werden, dass ein gefiltertes Signal immer verlustbehaftet ist. Durch die Filterung und Weiterverarbeitung konnte aber untermauert werden, dass die Wegmessung für die Bestimmung der Werkstückgeschwindigkeit verwendbar und verlässlich ist. Dies ist relevant, da die dargestellte Auswertung der Rückfedergeschwindigkeit mittels Wegmesssensor für weiterführende Betrachtungen in *Abschnitt 5.3* erneut aufgegriffen wird. In *Tabelle 5-3* sind nun die Ergebnisse der Auswertung des Dämpfungsgrades  $\vartheta$  aufgelistet. Betrachtet man den Rückfederweg  $ds$  als eine Halbperiode kann die gedämpfte Frequenz  $f_D$  näherungsweise zu  $1/(2 * dt)$  berechnet werden. Die Berechnung des Dämpfungsgrades  $\vartheta$  erfolgt dann nach *Gleichung (5.2)*.

**Tabelle 5-3** Vergleich der berechneten und empirisch ermittelten Parameter für den Rückfederprozess beim Bohrer-austritt. Messdaten entnommen aus [187].

Parameter	0°-DLO $l = 140 \text{ mm}$	0°-DLO $l = 170 \text{ mm}$	45°-DLO $l = 140 \text{ mm}$	45°-DLO $l = 170 \text{ mm}$
Eigenfrequenz $f_1$ in Hz (Berechnung)*	168	114	183	124
Wegdifferenz $ds$ in mm (Wegmessung)	1,4	1,4	1,2	1,2
Zeitdifferenz $dt$ in ms (Wegmessung)	19,1	18,2	16,1	17,1
Geschwindigkeit $v_{max}$ in mm/s	73,3	76,9	74,5	70,2
Gedämpfte Frequenz $f_D$ in Hz	26,2	27,4	31,0	28,6
Dämpfungsgrad $\vartheta$	0,92	0,87	0,91	0,88

\*An dieser Stelle ist nur die Berechnung der Eigenfrequenz 1. Ordnung aufgeführt. In [187] hat sich gezeigt dass die verwendeten Balkenproben aus M21/T800S als frei schwingendes System zwar Frequenzen höherer Ordnung aufweisen, diese aber aufgrund von Amplituden  $< 1 \mu\text{m}$  zu vernachlässigen sind.

Da die Bohrposition  $x$  für alle Versuche 120 mm beträgt ist die 1. Eigenfrequenz in erster Linie von der Masse der Probe abhängig. Gemäß *Gleichung (5.3)* geht mit einer Erhöhung der Auskraglänge eine Erhöhung der Masse und somit eine Verringerung der ungedämpften Eigenfrequenz einher. Für die 45°-DLO erhöht sich zudem der E-Modul bei gleichbleibender Masse, was erwartungsgemäß im Vergleich zur 0°-DLO eine leichte Erhöhung der Eigenfrequenz zur Folge hat

Gemäß *Tabelle 5-3* können unterschiedliche Rückschlüsse bezüglich der Ausprägung der Rückfederbewegung getroffen werden. Der Dämpfungsgrad bewegt sich zwischen 0,87 und 0,92 und entspricht damit theoretisch einer *starken Dämpfung* für den instationären Bohrprozess. Da die Rückfederprozesse aber nicht grundsätzlich eine Rückfederung über die Nulllage hinaus aufweisen, muss gegebenenfalls auch von einer *sehr starken Dämpfung* ausgegangen werden, bei welcher die Schwingung gänzlich zum Erliegen kommt. Dies entspricht dem *aperiodischen Grenzfall* oder dem *Kriechfall der Dämpfung*. Hierfür wäre *Gleichung (5.2)* zur Bestimmung des Dämpfungsgrades nicht mehr gültig [180].

Die Auflistung der Messdaten zeigt zudem, dass im Bohrprozess für alle Versuchskombinationen eine näherungsweise konstante gedämpfte Frequenz von durchschnittlich 28,3 Hz sowie eine konstante maximale Rückfedergeschwindigkeit von durchschnittlich 73,7 mm/s vorherrschen. Damit weisen die gedämpften Werkstückbewegungen keine ersichtlichen Korrelationen mit den Werkstückeigenschaften auf, wie sie bzgl. der Eigenfrequenzen eines schwingenden Balkens zu erwarten wären. Da alle Bohrungen mit der gleichen Werkzeuggeometrie erstellt wurden, unterstreicht das konstante Wertenniveau insgesamt die Werkzeugspezifität des Dämpfungsverhaltens beim instationären Bohrprozess.

Aufgrund der Vielzahl an reibungs- und damit dämpfungsbeeinflussenden Faktoren ist hier eine eindeutige Zuordnung der Dämpfungsausprägung nicht möglich. Diesbezüglich müsste eine komplexe Fallunterscheidung auf Basis aller bereits diskutierten Prozessrandbedingungen erfolgen, in welche auch die Werkzeuggeometrie und die Maschinenparameter mit eingehen. Somit ist im Rahmen dieser Arbeit ein quasi-statischer Modellierungsansatz zur Nachbildung des instationären Bohrprozesses plausibel.

### **5.3 Bohrungsqualität und Maßabweichungen in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit**

In *Abschnitt 5.2* hat sich gezeigt, dass im Rahmen der beschriebenen Untersuchungen der Einfluss von Schwingungen auf den labilen Bearbeitungsprozess vernachlässigt werden kann. Somit kann die lokale Nachgiebigkeit des Werkstückes als entscheidende Bezugsgröße angesehen werden. Aufgrund dieser Erkenntnis wurde für die quantitative Erfassung der Prozessparameter des labilen Bohrvorganges die Probengröße herunterskaliert. Gleichzeitig kann dadurch eine statistische Absicherung der Ergebnisse unter geringerem Materialaufwand erfolgen. Um vergleichbare lokale Nachgiebigkeiten  $\delta$  zur qualitativen Prozessbeschreibung in *Abschnitt 5.1* zu erhalten, wurde *Gleichung (5.5)* unter Annahme eines einseitig eingespannten Biegebalkens verwendet:

$$\delta = \frac{s}{F} = \frac{l^3 * 12}{3 * E * b * h^3} \quad (5.5)$$

Unter der Voraussetzung, dass die lokale Nachgiebigkeit  $\delta_1 = \delta_2$  sein soll, können die Probenabmaße für balkenförmige Werkstücke bei gleichem E-Modul nach Gleichung (5.6) umgerechnet werden [186]\*.

$$l_2 = l_1 * \sqrt[3]{\frac{b_2}{b_1}} \quad (5.6)$$

Daraus ergeben sich bei einer Probenbreite von  $b = 20$  mm für die nachfolgenden Versuchsreihen die Bearbeitungspositionen gemäß Tabelle 5-4. Im Vergleich zur qualitativen Analyse in Abschnitt 5.1 wurde die Schrittweite feiner gestaffelt und die DLO auf  $0^\circ$  festgelegt. So kann das Prozessverhalten im Grenzbereich eingehender dargestellt werden.

**Tabelle 5-4** Skalierung der Probenmaße zur quantitativen Erfassung der Prozesswechselwirkungen bei der labilen Bohrbearbeitung [186]\*.

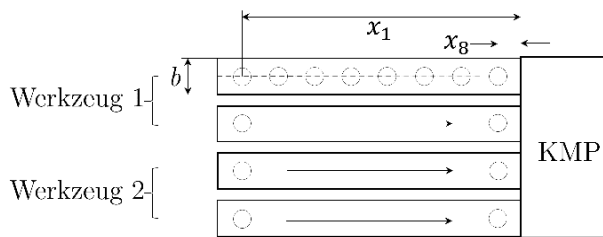
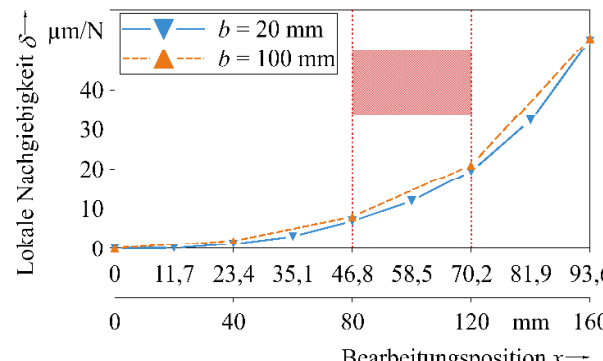
Bearbeitungsposition $x$ in mm		Gemessene lokale Nachgiebigkeit $\delta$ in $\mu\text{m}/\text{N}$ bei $b = 20$ mm
$b = 100$ mm	$b = 20$ mm	
	11,7	0
40	23,4	1,2
	35,1	3,1
80	46,8	6,9
	58,5	11,9
120	70,2	19,4
	81,9	32,3
160	93,6	52,4

Theoretisch kann auf der verwendeten Spannvorrichtung eine maximale Probenbreite von 140 mm realisiert werden. Nichtsdestotrotz stellt sich bei diesen Probenabmaßen unter Verwendung des QI-Laminats keine signifikante Änderung der lokalen Nachgiebigkeit bei Torsionsbelastung ein. Mit der Verringerung der Probenbreite auf 20 mm wurde die Berücksichtigung von Torsionseinflüssen daher bewusst ausgeschlossen. Die lokalen Nachgiebigkeiten wurden vor dem Experiment durch Kraft-Verformungsmessungen an den jeweiligen Bearbeitungspositionen bestimmt. Unter Anwendung aller vier Werkzeuggeometrien werden für jede der aufgelisteten Bearbeitungspositionen jeweils vier Bohrungen in einem einseitig eingespannten Biegebalken erstellt. Zur Berücksichtigung des Verschleißes wird jede Bohrserie von  $4 * 8$  Bohrungen bei drei unterschiedlichen Verschleißzuständen durchgeführt und auf zwei gleichartige Werkzeuge aufgeteilt.

[186]\* Die Vorgehensweise zur Umrechnung der Bearbeitungspositionen wurde erstmals in der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit verwendet, welche an der THU entstanden ist.

Damit ergibt sich der vollständige Versuchsplan nach *Tabelle 5-5*. Ergänzend sind in der Tabelle die experimentell im Biegeversuch ermittelten Nachgiebigkeitskurven der Proben mit  $b = 100$  mm und  $b = 20$  mm, für 0°-DLO aufgetragen. In *Abschnitt 5.1* wurde für eine Probenbreite von  $b = 100$  mm eine Erhöhung der Austrittsdelamination zwischen den Bearbeitungspositionen von  $x = 80$  mm und  $x = 120$  mm festgestellt. Dieser Bereich entspricht einer Nachgiebigkeit von ca. 6,9  $\mu\text{m/N}$  bis 19,4  $\mu\text{m/N}$  an der Bearbeitungsposition und ist in den nachfolgenden Diagrammen gesondert hervorgehoben. Da der Austrittsprozess je nach Werkzeugzustand und -geometrie unterschiedliche Charakteristiken aufweist wurde für alle Werkzeuge die Phase des Querschneidenaustritts zum Vergleich herangezogen. Dort ist die maximale Vorschubkraft unmittelbar vor dem Querschneidenaustritt und das maximale Drehmoment und die maximale relative Vorschubgeschwindigkeit direkt nach dem Querschneidenaustritt ermittelt worden.

**Tabelle 5-5** Versuchsplan zur quantitativen Analyse der Wechselwirkungen bei der labilen Bohrbearbeitung.

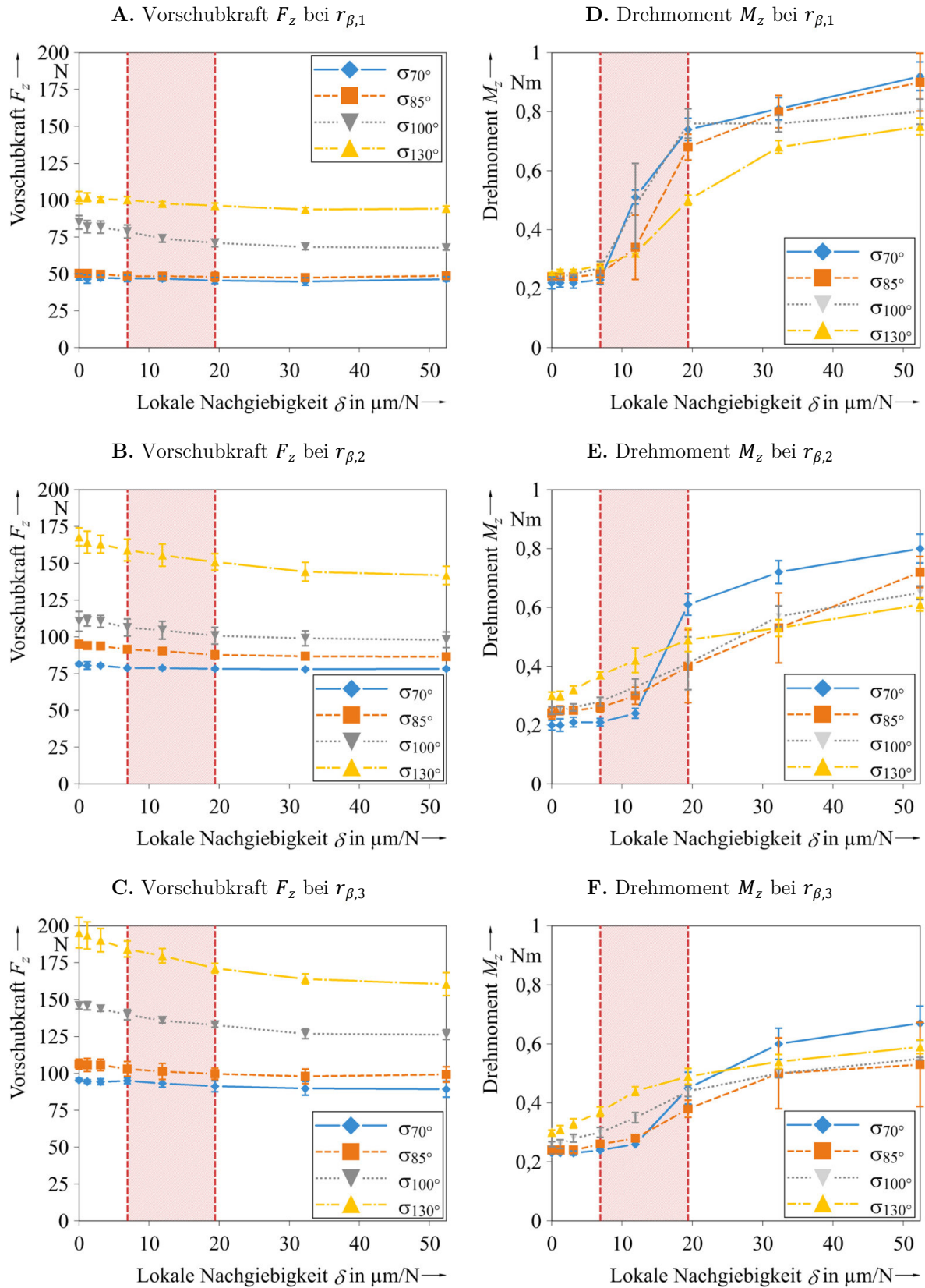
Versuchsparameter	
Probenskizze	
Einseitig eingespannt	
Probenmaße	$b = 20$ mm, $h = 4,56$ mm
Bohrpositionen $x$	gemäß <i>Tabelle 5-4</i>
Lagenaufbau	0°-DLO
Werkzeuggeometrien	Spitzenwinkel: $\sigma_{70^\circ}$ , $\sigma_{85^\circ}$ , $\sigma_{100^\circ}$ , $\sigma_{130^\circ}$
Verschleißzustand	$r_{\beta,1} = 11-17,8$ $\mu\text{m}$ , $r_{\beta,2} = 26,1-33,9$ $\mu\text{m}$ , $r_{\beta,3} = 36,8-43,2$ $\mu\text{m}$
Erfasste Daten	Kraftkomponenten: $F_z$ und $M_z$ Verformung: $s$ Flächengewichtete Austrittsdelamination: $F_a$
Nachgiebigkeiten	

**a. Analyse der Zerspankräfte, der Vorschubgeschwindigkeit und der Delamination in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit**

In *Bild 5-14* sind die maximale Vorschubkraft und das maximale Drehmoment aller Werkzeuge über die Nachgiebigkeit an der jeweiligen Bearbeitungsposition aufgetragen. Die einzelnen Diagramme wurden entsprechend den Verschleißzuständen aufgeteilt. Übereinstimmend mit der Literatur liefern größere Spitzenwinkel grundsätzlich höhere Vorschubkräfte als kleine Spitzenwinkel. Ursächlich ist die Verwendung der gleichen Vorschubgeschwindigkeit bei variierendem Spitzenwinkel. Die Spanungsdicke beim Bohren wird stets in Abhängigkeit vom Einstellwinkel  $\kappa$  berechnet, woraus bei konstantem Vorschub für kleine Spitzenwinkel geringere Spanungsdicken resultieren. Aufgrund des exponentiellen Zusammenhangs zwischen Spanungsdicke und Vorschub- oder Schnittkraft hat dieser Einfluss höheres Gewicht als die linear proportionale Abhängigkeit von der Spanungsbreite (vgl. *Kapitel 6*).

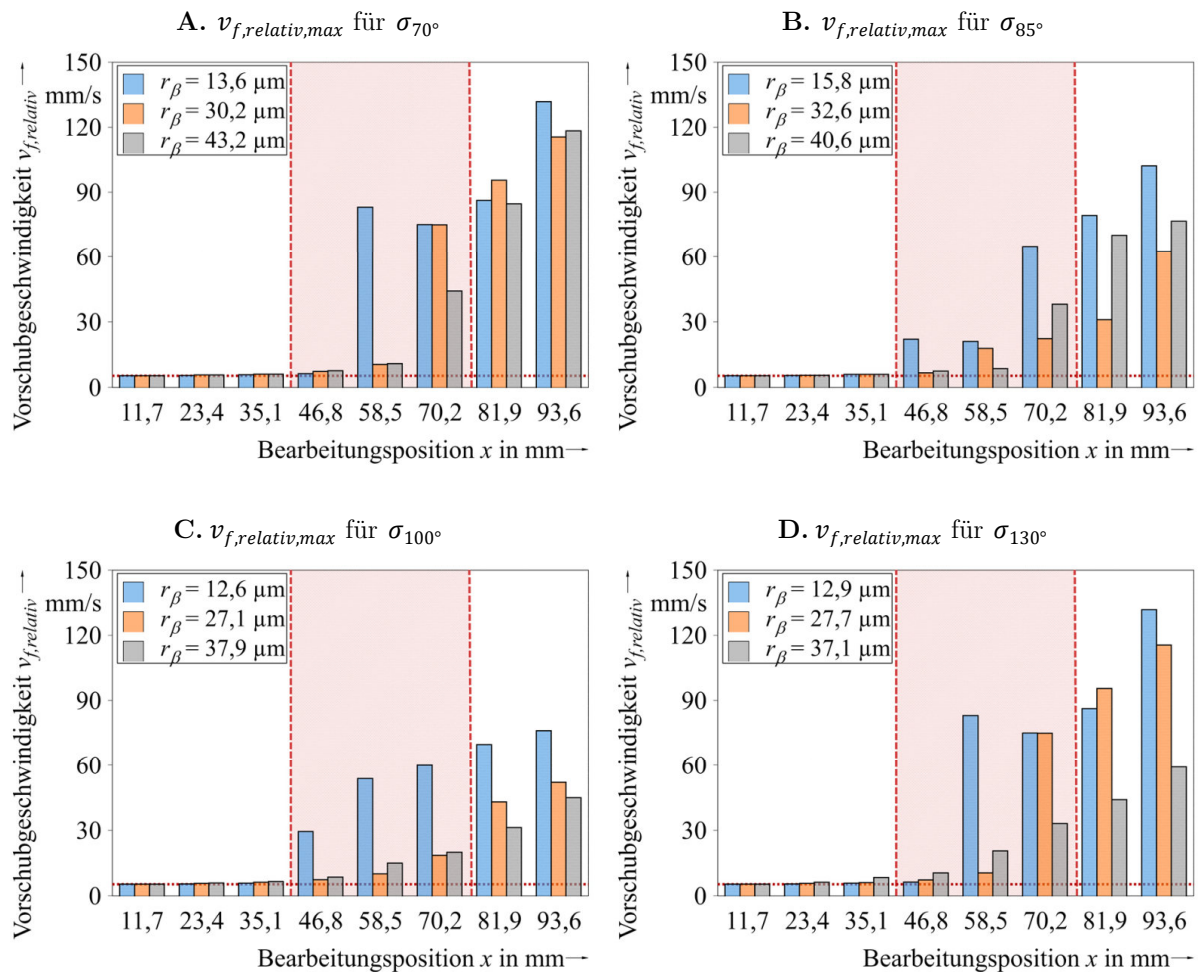
Betrachtet man den Einfluss der Schneidkantenverrundung der Hauptschneiden auf die Vorschubkraft, kann festgehalten werden, dass die Vorschubkraft für scharfe Werkzeuge nur geringfügige Änderungen in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit erfährt. Erst die Zunahme der Reibung an der Kontaktzone durch höhere Schneidkantenverrundung der Hauptschneiden bewirkt ein stärkeres Ausweichen des Werkstückes und dadurch eine Verringerung der Vorschubkraft mit zunehmender Nachgiebigkeit. Nach Erreichen der oberen Grenze des Übergangsbereichs bei  $\delta = 19,4 \mu\text{m}/\text{N}$  kann die maximale Vorschubkraft als näherungsweise konstant angesehen werden. Insgesamt ist die Differenz der Vorschubkräfte von der minimalen bis zur maximalen Bearbeitungsposition für geringe Spitzenwinkel kleiner. Aufgrund der ebenfalls geringeren Spanungsdicken werden bei diesen Geometrien der eingestellte Maschinenvorschub und damit das Kräftegleichgewicht zwischen Verformung und Vorschublast tendenziell schneller erreicht.

Die Entwicklung des Drehmoments kann ebenfalls auf Veränderungen der Spanungsdicke  $h$  unter Berücksichtigung des Einstellwinkels zurückgeführt werden. Ein kleinerer Spitzenwinkel hat bei geringen lokalen Nachgiebigkeiten ein geringeres maximales Drehmoment zur Folge, sofern die Vorschubgeschwindigkeit für alle Werkzeuggeometrien konstant gehalten wird. Mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit verliert der reale Maschinenvorschub allerdings an Einfluss (siehe *Bild 5-6* in *Abschnitt 5.1*). Mit Erreichen des Übergangsbereichs erfolgt vorerst eine Zunahme des maximalen Drehmoments für alle Werkzeuggeometrien. Dieser Effekt ist für scharfe Werkzeuge stärker ausgeprägt und verhält sich gegensätzlich zur Reduktion der maximalen Vorschubkraft mit zunehmender Nachgiebigkeit.



**Bild 5-14** Vergleich der maximalen A.-C. Vorschubkräfte und D.-E. Drehmomente in Abhängigkeit vom Verschleiß, vom Spitzenwinkel und von der lokalen Nachgiebigkeit bei der labilen Bohrbearbeitung von CFK.

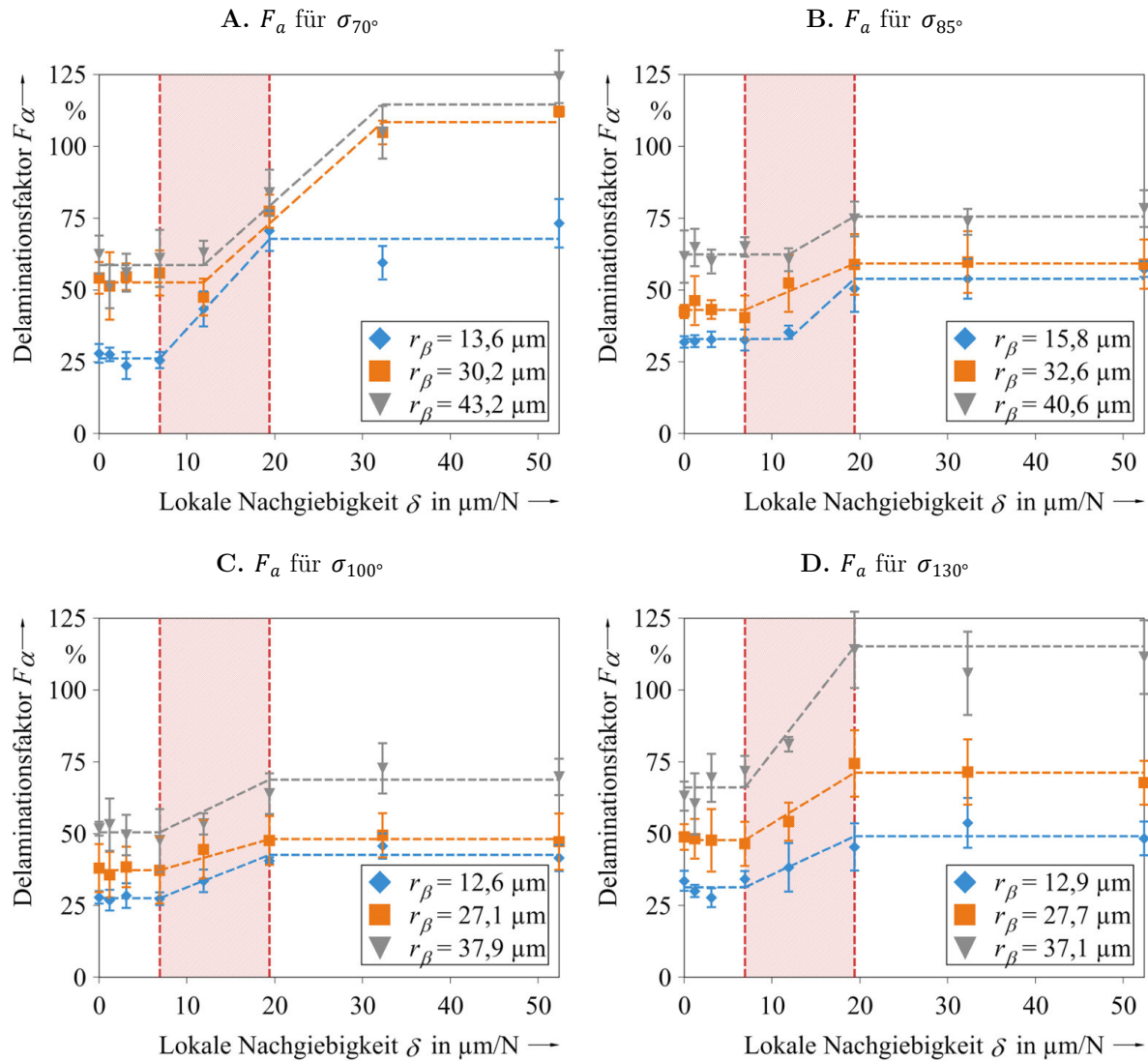
Des Weiteren weisen Stufenbohrer mit geringerem Spitzenwinkel nach Überschreitung des Grenzbereichs höhere maximale Drehmomente auf als große Spitzenwinkel. Folglich erfahren die Werkzeuge  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$  eine stärkere Spanungsdickenerhöhung während des Rückfederprozesses als  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ . Die Auswirkungen der Nachgiebigkeitserhöhung auf das Drehmoment verringern sich mit höherem Verschleiß. Dadurch fällt die durchschnittliche Drehmomentdifferenz von stabil zu labil von 0,6 Nm bei  $r_{\beta,1}$  auf 0,33 Nm bei  $r_{\beta,3}$  ab. Die höhere Schneidkantenverrundung führt somit nicht nur zu geringfügig höheren Drehmomenten bei kleinen lokalen Nachgiebigkeiten sondern wirkt durch den größeren Reibungswiderstand der Spanungsdickenerhöhung bei der Rückfederbewegung im oberen Nachgiebigkeitsbereich entgegen. Diese Annahmen können durch die Auswertung der Rückfedergeschwindigkeiten in *Bild 5-15* belegt werden. In den Diagrammen wurden die relativen Vorschubgeschwindigkeiten für alle Werkzeug-Werkstückkombinationen des Versuchs berechnet. Neben dem Nachgiebigkeitsgrenzbereich ist auch der Maschinenvorschub in den Diagrammen eingezeichnet.



**Bild 5-15** Vergleich der maximalen relativen Vorschubgeschwindigkeit  $v_{f,relativ,max}$  für **A.**  $\sigma_{70^\circ}$ , **B.**  $\sigma_{85^\circ}$ , **C.**  $\sigma_{100^\circ}$  und **D.**  $\sigma_{130^\circ}$  bei der labilen Bohrbearbeitung von CFK in Abhängigkeit von der Bearbeitungsposition.



Für alle Werkzeugtypen bedeutet das Überschreiten der unteren Grenze eine zunehmende Erhöhung der relativen Vorschubgeschwindigkeit. Die höchste Zunahme ist für einen Spitzenwinkel von  $70^\circ$  zu verzeichnen, wohingegen die niedrigsten absoluten Geschwindigkeitswerte für  $\sigma_{130^\circ}$  berechnet wurden. Im Allgemeinen liefert der Untersuchungspunkt mit der geringsten Schneidkantenverrundung für alle Spitzenwinkel die höchsten relativen Vorschubgeschwindigkeiten. Mit erhöhtem Schneidkantenradius verringert sich diese gemäß den zuvor erfolgten Ausführungen. Aufgrund der bekannten Abhängigkeit der Spanungsdicke oder der Vorschubkraft von der Vorschubgeschwindigkeit sind für die höchsten Geschwindigkeitswerte entsprechend hohe Delaminationsausmaße zu erwarten. Wie sich in der Betrachtung der Austrittsdelamination zeigen wird, hat die niedrigste relative Vorschubgeschwindigkeit aber nicht gezwungenermaßen die geringste Austrittsdelamination zur Folge. Hierzu sind die flächengewichteten Delaminationsfaktoren der Werkzeugaustrittsseite in *Bild 5-16* aufgeführt.



**Bild 5-16** Vergleich des Delaminationsfaktors  $F_a$  für A.  $\sigma_{70^\circ}$ , B.  $\sigma_{85^\circ}$ , C.  $\sigma_{100^\circ}$  und D.  $\sigma_{130^\circ}$  bei der labilen Bohrbearbeitung von CFK in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit.



Die Betrachtung der flächengewichteten Delaminationsfaktoren zeigt die direkte Korrelation der Delamination an der Werkzeugaustrittsseite mit den bereits diskutierten Parametern des Drehmoments, der Vorschubkraft und der relativen Vorschubgeschwindigkeit. Allen Werkzeugtypen gemeinsam ist die Erhöhung des Schädigungsausmaßes mit Überschreiten der unteren Nachgiebigkeitsgrenze sowie ein näherungsweise konstantes Schädigungsniveau nach Erreichen der oberen Nachgiebigkeitsgrenze. Insgesamt entspricht dies der Entwicklung des Drehmoments in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit. Im unteren einstelligen Nachgiebigkeitsbereich der Versuchsreihe korreliert die Delamination übereinstimmend mit der Literatur in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und des Verschleißgrades. Bei zunehmendem Schneidkantenradius und Spitzenwinkel erhöht sich demnach der Delaminationsfaktor. Bei der labilen Bohrbearbeitung zeigen allerdings der kleinste und der größte Spitzenwinkel die höchsten Schädigungsausmaße wohingegen die mittleren Spitzenwinkel die geringsten Schädigungswerte bewirken. Die Ursache hierfür ist differenziert zu bewerten. Zum einen weist das Bohrwerkzeug mit  $70^\circ$  Spitzenwinkel die niedrigsten maximalen Vorschubkräfte auf (vgl. *Bild 5-14 A-C*) und zum anderen bewirkt ein Spitzenwinkel von  $130^\circ$  vergleichsweise niedrige relative Vorschubgeschwindigkeiten (vgl. *Bild 5-15 D*). Daraus lässt sich ableiten, dass bei kleinen Spitzenwinkeln primär die hohe Rückfedergeschwindigkeit für die Vergrößerung der initialen Risse verantwortlich ist, wohingegen bei großen Spitzenwinkeln geometriebedingt eine decklagennahe Lasteinleitung erfolgt. Im Rahmen der Versuchsreihen stellt somit das Werkzeug mit  $100^\circ$  Spitzenwinkel die optimale Werkzeuglösung dar. Die Geometrie reduziert zum einen die relative Vorschubgeschwindigkeit beim Rückfederprozess und verteilt gleichzeitig die effektive Vorschublast auf eine höhere Anzahl von Einzellagen beim Austrittsprozess. Aufgrund der werkzeuggeometriespezifischen Ursachen für die Schädigungsentwicklung lässt sich aber kein übergreifender kritischer Kennwert analog zur kritischen Vorschubkraft nach *König & Graß* [55] definieren.

## **b. Analyse und Modellierung der Form- und Maßabweichung**

Durch die Bewegungskinematik des Werkstückes wird neben der Schädigung an den Decklagen insbesondere auch die Bohrungsform beeinflusst. Im Laufe des labilen Bohrprozesses durchläuft das Werkzeug unterschiedliche Anstellwinkel bezogen auf das Werkstück, wobei der maximale Biegewinkel ausschlaggebend für die maximale Formabweichung ist. Um die Bohrungsform exakt zu erfassen, ist es aber nicht ausreichend die maximale Verformung und die daraus resultierende Werkzeug-Werkstück-Konstellation zu betrachten. Unter Annahme eines einseitig eingespannten Biegebalkens müssen darüber hinaus die folgenden Faktoren hinsichtlich der Ausprägung des Bohrungskanals berücksichtigt werden:

- I. Obwohl der Abstand des Werkzeuges zur Spannvorrichtung als konstant angesehen werden kann, erhöht sich während dem labilen Bohrprozess die Bearbeitungsposition  $x$ . Ursache ist die Verlängerung der Biegelinie bis zur Werkzeugposition durch die zunehmende Verformung des Werkstückes. Das Resultat ist eine Verschiebung des Bohrungsmittelpunktes von der Spannvorrichtung weg. Eine Verformung des Werkzeuges wird an dieser Stelle vernachlässigt.
- II. Die Ausprägung des Rückfederprozesses beeinflusst die maximalen Maßabweichungen der Bohrung an der Werkzeugeintritt- und der Werkzeugaustrittseite. Hierbei wird vor allem durch die Umfangsschneide Material in der Nähe der Decklagen abgetragen, sofern eine Rückfederbewegung über die Nulllage hinaus erfolgt.
- III. Die Werkzeuggeometrie und die relative Position in Laminatdickenrichtung zwischen Werkzeug und Werkstück zum Zeitpunkt des Rückfederbeginns sind entscheidend für die entstehenden Maßabweichungen. Die charakteristischen Geometriemerkmale des Werkzeuges sind hier der Spitzenwinkel und die Stufenlänge. In Kombination mit der Werkstückdicke und der Werkstückverformung sowie dem bereits zurückgelegten Vorschubweg entsteht entsprechend dem vorherrschenden Austrittsprozess die tatsächliche Bohrungsform.

Als Grundlage einer Modellierung der Formabweichung unter Berücksichtigung der genannten Aspekte, werden die Gleichungen zur Beschreibung der Biegelinie  $w(x)$  und des Biegewinkels  $\alpha$  eines einseitig eingespannten Biegebalkens herangezogen:

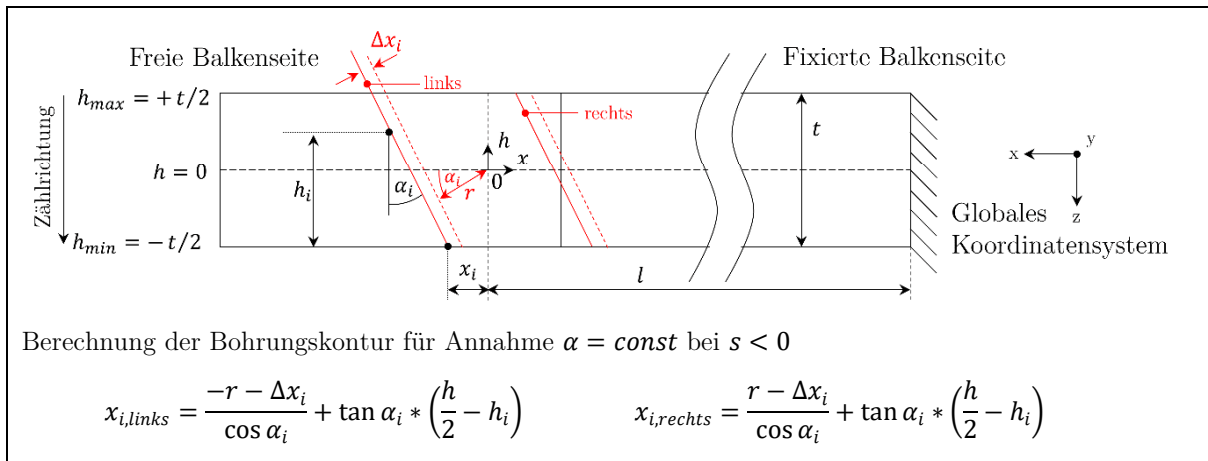
$$w(x) = \frac{Fl^3}{6EI_y} \left[ 2 - 3\frac{x}{l} + \left(\frac{x}{l}\right)^3 \right] \quad (5.7)$$

$$\alpha = \frac{Fl^2}{2EI_y} \quad (5.8)$$

Das Modell sieht eine inkrementelle Berechnung der einzelnen Konturpunkte der Bohrung vor, wobei eine Unterteilung des Bewegungsablaufs anhand der durchschrittenen Biegewinkel  $\alpha_i$  und den korrespondierenden Höhenkoordinaten  $h_i$  erfolgt. Da die labile Bohrung bei halber Probenbreite eingebracht wird, entsteht die maximale Formabweichung der Bohrung in der x-z-Symmetrieebene der Probe. Die zweidimensionale Berechnung der Bohrungskontur erfolgt dementsprechend in dieser Symmetrieebene.

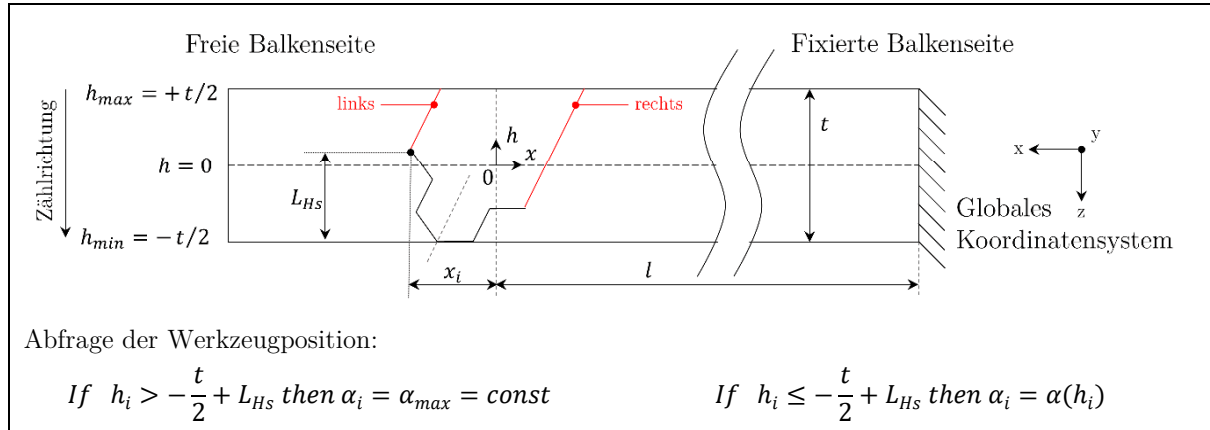


Die Verschiebung  $\Delta x$  des Bohrungsmittelpunktes berechnet sich aus der Bogenlänge der Biegelinie beim aktuell herrschenden Biegewinkel abzüglich der Länge  $l$  bis zur Bearbeitungsposition. In der Praxis kann der Biegewinkel  $\alpha$  nur dann als konstant angenommen werden, sofern die Vorschubkraft aufgrund gleichbleibender Eingriffsverhältnisse auf konstantem Niveau verbleibt und keine Rückfederbewegung stattfindet. Dieser Zustand ist im labilen Bohrprozess nur temporär möglich, wodurch *Bild 5-17* eine theoretische Bohrungsform darstellt. Auf Basis der Abbildung lassen sich aber die geometrischen Verhältnisse ableiten um die tatsächlichen Konturpunkte  $x_i$  aller Einzelschritte  $i$  zu berechnen. Tritt im Bohrprozess eine Verformung des Werkstückes  $s < 0$  auf, entspricht dies einem Rückfederprozess des Werkstückes über die Ausgangslage hinaus. Die Berechnung der x-Koordinate eines Konturpunktes  $x_i$  für diesen Fall ist in *Bild 5-18* veranschaulicht. Für die Berechnungsmethodik der Verschiebung  $\Delta x$  auf Basis der Biegelinie ergibt sich keine Änderung. Es muss allerdings gemäß der geringeren Verformung über die Nulllage hinaus ein anderer, im Normalfall geringerer Biegewinkel  $\alpha$  angenommen werden.



**Bild 5-18** Berechnung der Maßabweichungen der Bohrungskontur bei einem labilen Bohrprozess mit Verformungen  $s < 0$ .

Die Bohrungskontur der labilen Bohrung wird maßgeblich durch den Zeitpunkt des Beginns des Rückfederprozesses bestimmt. Setzt dieser ein, ist der äußerste im Eingriff befindliche Schneidenpunkt das entscheidende Kriterium für die nachfolgend entstehende Bohrungskontur auf der freien Balkenseite. Für das Berechnungsmodell wird dieser Schneidenpunkt über die Hauptschneidenhöhe  $L_{Hs}$  identifiziert. Aufgrund der geringen Biegewinkel und der niedrigen Probenhöhe der betrachteten Bohrprozesse, wird  $\alpha$  bei der Berechnung von  $L_{Hs}$  vernachlässigt. Unterschreitet die verbleibende Materialdicke die Hauptschneidenhöhe  $L_{Hs}$  muss eine Fallunterscheidung bzgl. des verwendeten Biegewinkel gemäß *Bild 5-19* vorgenommen werden.

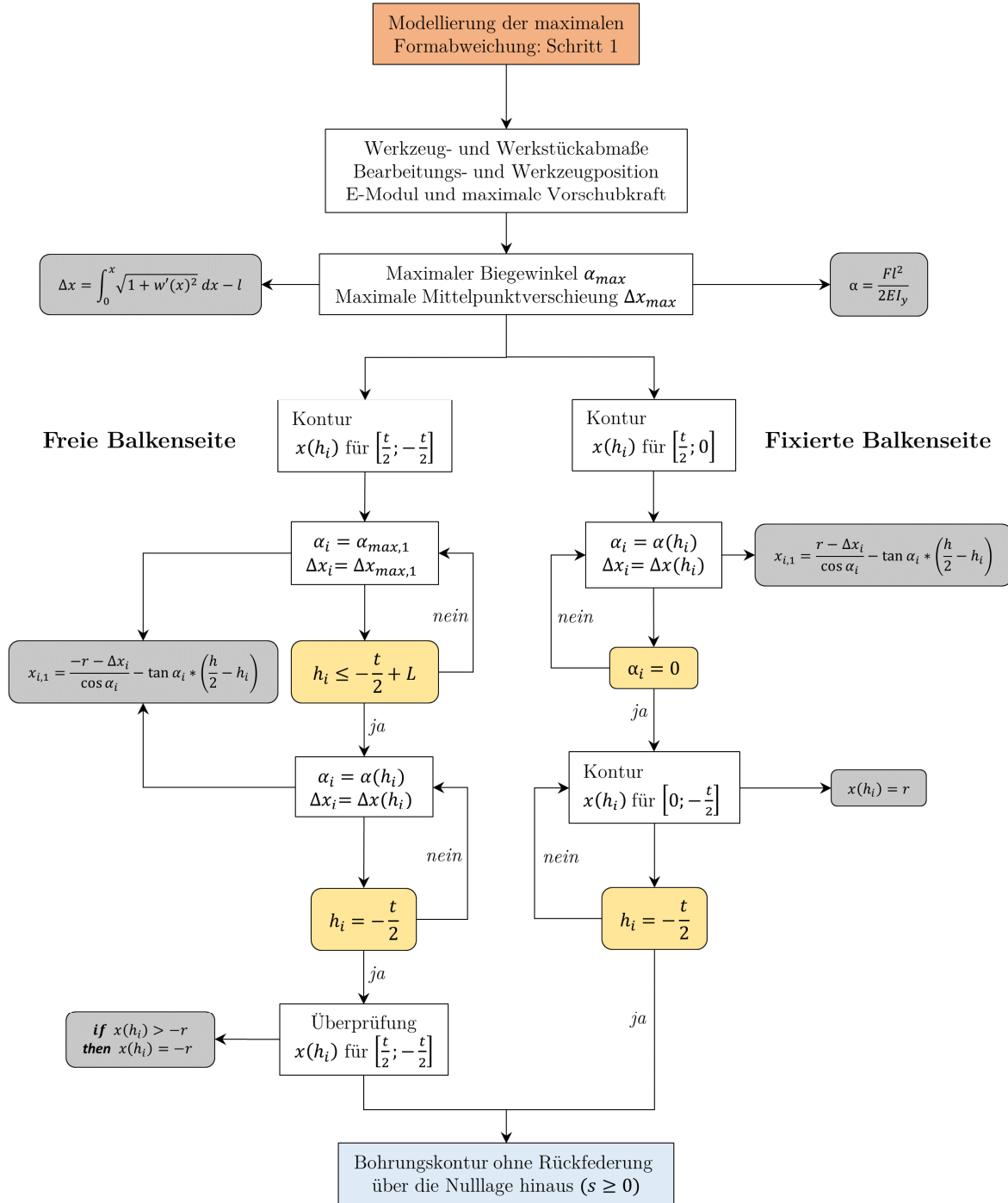


**Bild 5-19** Fallunterscheidung zur Berücksichtigung der Rückfederbewegung bei der Berechnung der Maßabweichungen der Bohrungskontur bei einem labilen Bohrprozess.

Für  $h_i > -t/2 + L_{Hs}$  kann an jedem Konturpunkt der maximale Biegewinkel angenommen werden (vgl. rote Kontur in Bild 5-17). Ist  $h_i \leq -t/2 + L_{Hs}$  erfüllt, muss für jeden Einzelschritt  $i$  der Biegewinkel  $\alpha$  in Abhängigkeit von der Höhenkoordinate  $h_i$  berechnet werden. Insgesamt wird somit der Biegewinkel durch den Rückfederprozess schrittweise verringert. Zum besseren Verständnis des Algorithmus kann die Berechnungskette in zwei Schritte aufgegliedert werden, welche in Bild 5-20 und Bild 5-22 in Form eines Flussdiagrammes dargestellt sind. Bild 5-20 zeigt die Berechnung der tatsächlichen Bohrungskontur für Verformungswerte  $s \geq 0$  oder labile Bohrprozesse, bei denen keine Rückfederung des Werkstückes über die Nulllage hinaus erfolgt. Auf Basis der Prozessparameter kann zu Beginn die maximale Mittelpunktverschiebung  $\Delta x_{max}$  sowie der maximale Biegewinkel  $\alpha_{max}$  berechnet werden. Beide Werte stellen den Ausgangspunkt der Konturberechnung dar, welche für die linke und die rechte Konturseite getrennt durchgeführt wird. Mittels der Einzelschritte  $i$  wird ein Höhenintervall  $dh$  bestimmt welches den Abstand zwischen jeder Höhenkoordinate  $h_i$  darstellt. Auf der freien Balkenseite wird die Bohrungskontur bis zum Querschneidenaustritt mit konstantem Biegewinkel  $\alpha_{max}$  nach Bild 5-17 berechnet. Sobald  $-t/2 + L_{Hs}$  unterschritten ist erfolgt die schrittweise Verringerung des Biegewinkels in Abhängigkeit von der Höhenkoordinate  $h_i$ . Das konstante Winkelintervall  $d\alpha_{i,links}$  kann hierzu aus den Gleichungen des einseitig eingespannten Biegewinkel in Abhängigkeit vom Höhenintervall wie folgt ermittelt werden:

$$d\alpha_{i,links} = const = \frac{3}{2} * \frac{ds}{l} = \frac{3}{2} * \frac{dh}{l} \quad (5.9)$$

Gleichermaßen wird für jeden Konturpunkt die Mittelpunktverschiebung neu berechnet, da sich mit abnehmenden Biegewinkel auch die Bogenlänge der Biegelinie verringert.



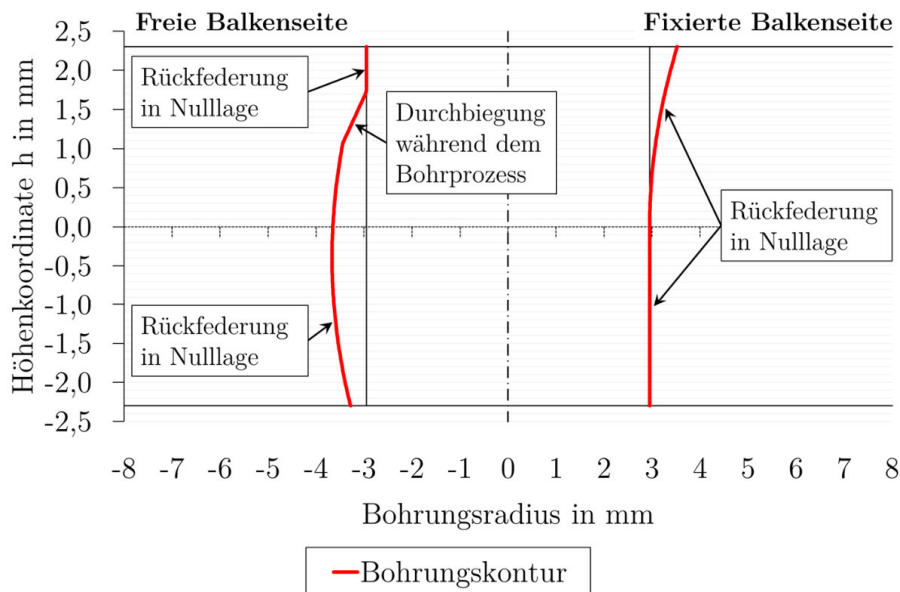
**Bild 5-20** Erste Stufe des Gesamtalgorithmus zur Berechnung der Maßabweichungen der Bohrungskontur bei einem labilen Bohrprozess.

Mit Austritt der Hauptschneide der Aufbohrstufe aus dem Werkstück kann der Biegewinkel  $\alpha_i > 0$  sein, sofern die Werkstückverformung die Hauptschneidenhöhe  $L_{HS}$  übersteigt. Die Berechnungsschleife der linken Kontur wird daher mit  $h_i = -t/2$  beendet. Für die Bohrungskontur auf der fixierten Seite des Balkens wird  $\alpha_{max}$  und  $\Delta x_{max}$  lediglich zur Berechnung des ersten Konturpunktes an der Stelle  $(x_{0,rechts}/h_0)$  benötigt. Die nachfolgende Kontur wird ausschließlich durch die Umfangschneide hergestellt, wobei die Biegewinkelreduktion stets bis zum Biegewinkel  $\alpha_i = 0$  erfolgt.

Im Zuge dessen muss das Winkelintervall nach *Gleichung (5.10)* bestimmt werden. Da keine Rückfederung über die Nulllage hinaus stattfindet, werden die Konturpunkte für  $h_i$  zwischen 0 mm und  $-t/2$  mm auf den Werkzeugradius  $r$  festgelegt.

$$d\alpha_{i,rechts} = \text{const} = \frac{2 * \alpha_{max}}{i} \quad (5.10)$$

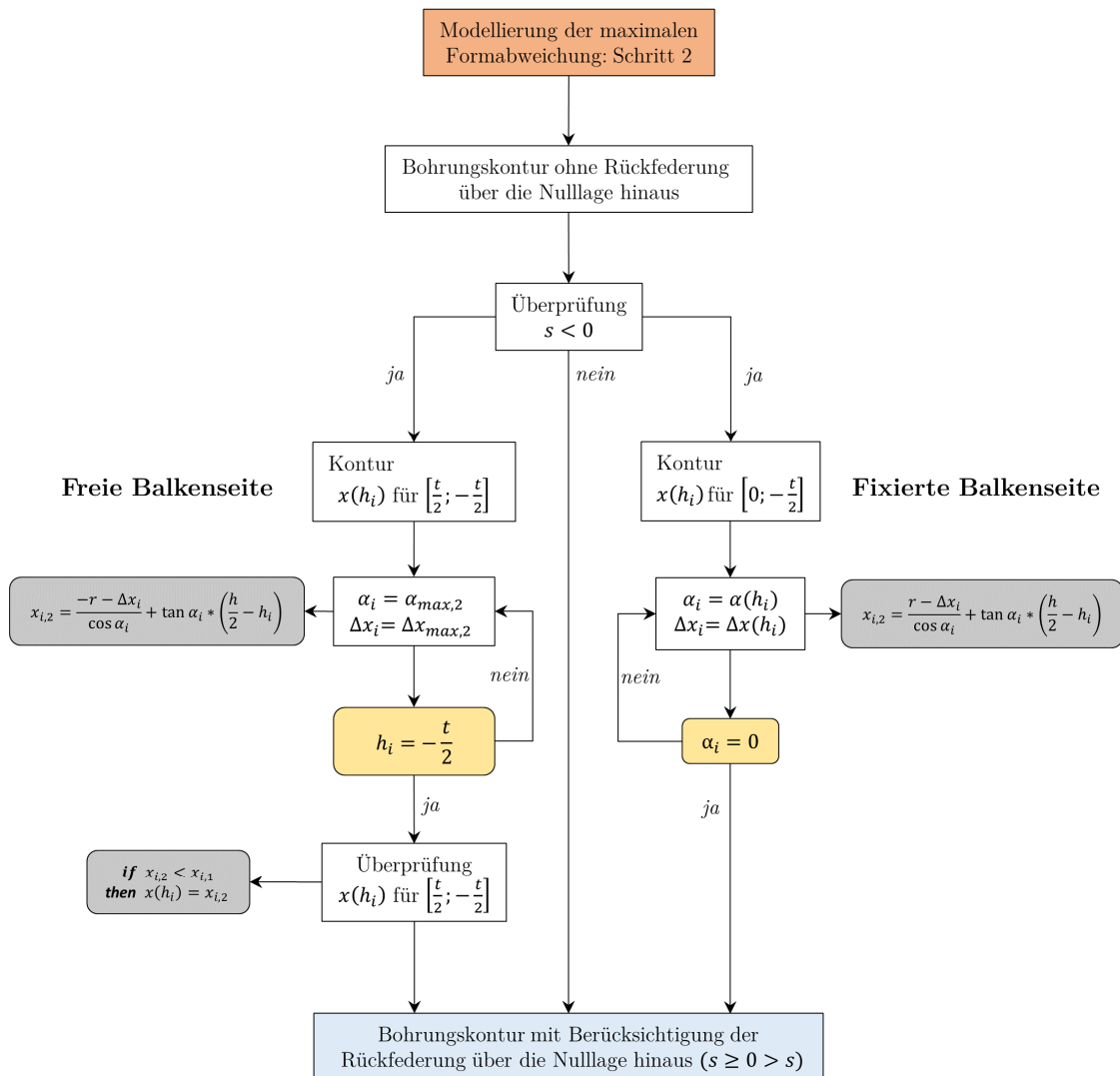
Zum gänzlichen Abschluss des ersten Berechnungsschrittes werden alle bisher berechneten Konturpunkte auf der freien Balkenseite mit den Werkzeugradius abgeglichen. Alle Konturpunkte  $x_i > -r$  werden hier ebenfalls auf den Werkzeugradius  $-r$  festgelegt. Damit wird auch für die linke Bohrungskontur die Rückfederung in Nulllage vollständig berücksichtigt. Das Resultat der Berechnung aus dem ersten Schritt der Modellierung der Formabweichung ist in *Bild 5-21* veranschaulicht. Nur ein geringer Teil der Bohrungskontur entsteht während dem Bohrprozess bis zum Austritt der Querschneide und könnte somit durch eine Geradengleichung beschrieben werden.



**Bild 5-21** Exemplarische Darstellung der maximalen Maßabweichung der Bohrungskontur in der x-z-Ebene. Labiler Bohrprozess bei  $x = 90$  mm mit  $\sigma_{130^\circ}$  bei einmaligem Rückfederprozess in die Nulllage (10-fache Überhöhung). Weitere Berechnungsparameter:  $t = 4,6$  mm,  $D/d = 5,9/5,3$  mm, Stufenlänge = 2 mm,  $F_z = 110$  N, Nachgiebigkeit =  $37 \mu\text{m/N}$ .

In erster Linie herrschen bogenförmige Konturen vor, welche während der Rückfederung in die Nulllage entstehen. Während auf der freien Balkenseite der äußerste im Eingriff befindliche Schneidenpunkt ursächlich ist, entsteht die Kontur auf der fixierten Balkenseite durch punktförmigen Kontakt des Materials mit der Umfangsschneide. Gleiches gilt für die Werte der linken Kontur welche den Nenndurchmesser aufweisen.

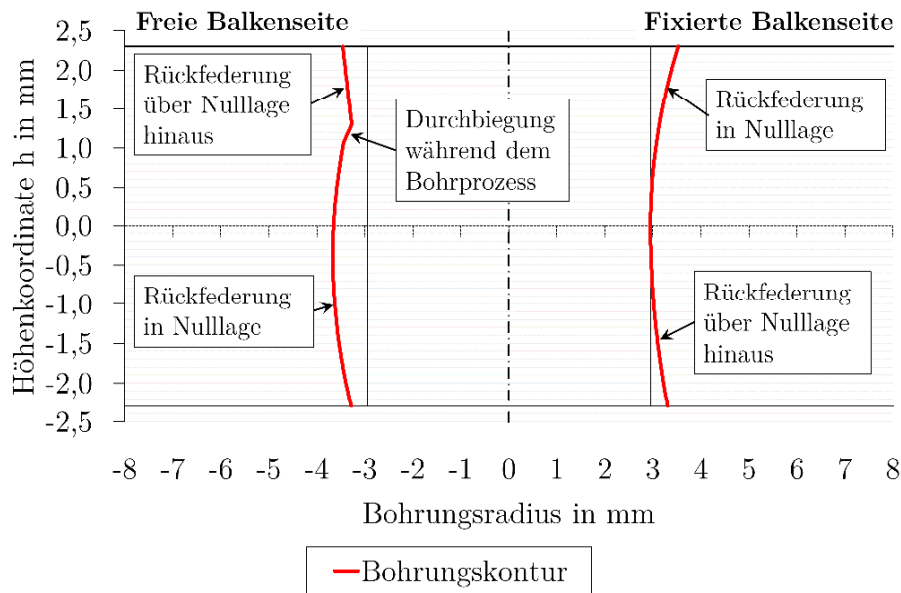
In der Praxis folgt der Rückfederung des Werkstückes in die Ausgangslage eine Verformung der Probe entgegengesetzt der Vorschubrichtung mit  $s < 0$ . Die Auswirkungen dieser Werkstückbewegung auf die Formabweichung der labilen Bohrung werden im zweiten Schritt der Berechnungskette ermittelt. Das Flussdiagramm hierzu zeigt *Bild 5-22*. Die Berechnung der Kontur auf der fixierten Balkenseite erfolgt dabei analog zu Schritt 1, beschränkt sich aber auf die Probendicke von 0 mm bis  $-t/2$  mm. Der Ausgangspunkt wird über den Biegewinkel  $\alpha_{max,2}$  bei maximaler negativer Verformung des Werkstückes gewählt. Die Gleichung zur Berechnung der rechten Konturpunkte  $x_{i,2}$  ist in *Bild 5-18* dargestellt. Auf der freien Balkenseite genügt die Berechnung der Konturpunkte  $x_{i,2}(h_i)$  bei gleichbleibendem Biegewinkel  $\alpha_{max,2}$  und konstanter Mittelpunktverschiebung  $\Delta x_{max,2}$ . Ergeben sich dabei Konturpunkte  $x_{i,2}(h_i) < x_{i,1}(h_i)$  sind diese Einzel-punkte die Folge der Rückfederung über die Nulllage hinaus und ersetzen die einzelnen Konturpunkte des ersten Berechnungsschrittes.



**Bild 5-22** Zweite Stufe des Gesamtalgorithmus zur Berechnung der Maßabweichungen der Bohrungskontur bei einem labilen Bohrprozess.



Das Resultat ist in *Bild 5-23* dargestellt. Im Vergleich zu *Bild 5-21* weist die fixierte Balkenseite eine zusätzliche bogenförmige Formabweichung unterhalb der Nulllinie auf. Gleichzeitig verringert sich der Konturabschnitt auf der freien Balkenseite, welcher während der Durchbiegung und Ausweichbewegung des Werkstückes im Bohrprozess entstanden ist. Die Werte oberhalb dieses Abschnittes weisen nun eine Neigung entsprechend dem maximalen Biegewinkel  $\alpha_{max,2}$  auf. Die dargestellte Kontur ist in ihren Grundzügen für alle labilen Bohrprozesse gültig, die einen einmaligen Rückfederprozess aufweisen welcher über die Ausgangslage des Werkstückes hinausgeht. Weitere Voraussetzung ist eine Werkstückverformung  $s$ , welche die Gesamthauptschneidenhöhe  $L_{HS}$  überschreitet.

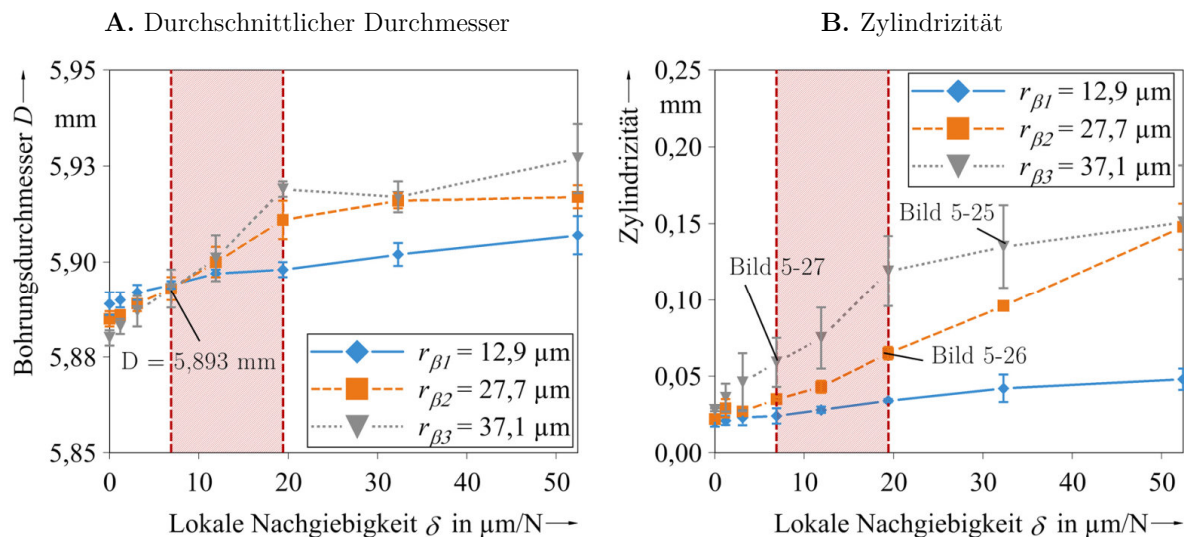


**Bild 5-23** Exemplarische Darstellung der maximalen Maßabweichung der Bohrungskontur in der x-z-Ebene. Labiler Bohrprozess bei  $x = 90$  mm mit  $\sigma_{130^\circ}$  bei einmaligem Rückfederprozess über die Nulllage hinaus (10-fache Überhöhung). Weitere Berechnungsparameter:  $t = 4,6$  mm,  $D/d = 5,9/5,3$  mm, Stufenlänge = 2 mm,  $F_z = 110$  N, Nachgiebigkeit = 37  $\mu\text{m/N}$ , Rückfederfaktor 25 %.

### c. Verifizierung der Modellierung der Form- und Maßabweichung

Da sich die Modellbetrachtung auf die maximale Abweichung in der x-z-Symmetrieebene der Probe bezieht, ist eine Ableitung von Maß- und Formgenauigkeitskennwerten wie die des durchschnittlichen Durchmessers oder der Zylindrizität nicht möglich. Die Durchmesserermittlung auf Basis von zwei Einzelpunkten und die Bestimmung der Bezugsachse der coaxialen Zylinder wäre stark fehlerbehaftet. Nichts desto trotz soll an dieser Stelle auf die tatsächlich gemessenen Abweichungen aus der Hauptversuchsreihe eingegangen werden. Diesbezüglich sind nachfolgend in *Bild 5-24* der durchschnittliche Durchmesser und die Zylindrizität der drei Untersuchungspunkte für  $\sigma_{130^\circ}$  in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle aufgetragen.

Die genannte Werkzeuggeometrie ist für diese Betrachtung besonders geeignet, da sie die maximalen Verformungen in den Versuchsreihen bewirkt. Für die Kennwertermittlung wurde jeweils an der Ein- und Austrittsseite der Bohrung eine Messtiefe von 0,6 mm ausgelassen, um eine Verfälschung der Ergebnisse zu vermeiden. In diesen Bereichen kann eine erhöhte Abweichung bezüglich der Bohrungskontur auftreten, eine exakte Ermittlung ist aufgrund von geringen Faserüberständen und teilweiser Gradientwicklung jedoch nicht reproduzierbar möglich. Die Entfernung dieser Schädigungsmerkmale durch Entgraten hätte insgesamt betrachtet vergleichbare oder höhere Fehler zur Folge. Für jede Bohrung wurde die Kennwertberechnung mit 10 Kreisschnitten über die verbleibende Bohrungstiefe durchgeführt. Pro Kreisbahn wurden 40 Punktmessungen entlang der Bohrungsinnenwand durchgeführt.



**Bild 5-24** A. Durchschnittlicher Durchmesser und B. Zylindrizität in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit für  $\sigma_{130^\circ}$  bei den unterschiedlichen Verschleißzuständen  $r_{\beta 1}$ ,  $r_{\beta 2}$  und  $r_{\beta 3}$ .

Bezüglich der Durchmesserabweichungen zeigt sich in *Bild 5-24 A*, dass unter unnachgiebigen Bedingungen je nach Verschleißzustand Durchmesser von 5,880-5,889 mm erzielt werden. Dabei weist der höchste Verschleißzustand den geringsten Wert auf und das schärfste Werkzeug den größten Durchmesser. Dies kann durch Verschleißeffekte im Übergangsbereich von Haupt- zur Umfangsschneide und an der Umfangsschneide selbst begründet werden. Diese führen zu einer geringfügigen Durchmesserreduzierung des Werkzeuges. Mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit erhöht sich erwartungsgemäß der mittlere Bohrungsdurchmesser. Bei einer lokalen Nachgiebigkeit von 6,9  $\mu\text{m/N}$  zu Beginn des Grenzbereichs stimmt  $D$  für alle Verschleißgrade mit einem Wert von 5,893 mm nahezu überein. Im Anschluss kehrt sich die Reihenfolge der unterschiedlichen Verschleißgrade um, da der Verformungseffekt des Werkstückes nun den Einfluss des Verschleißes überwiegt.

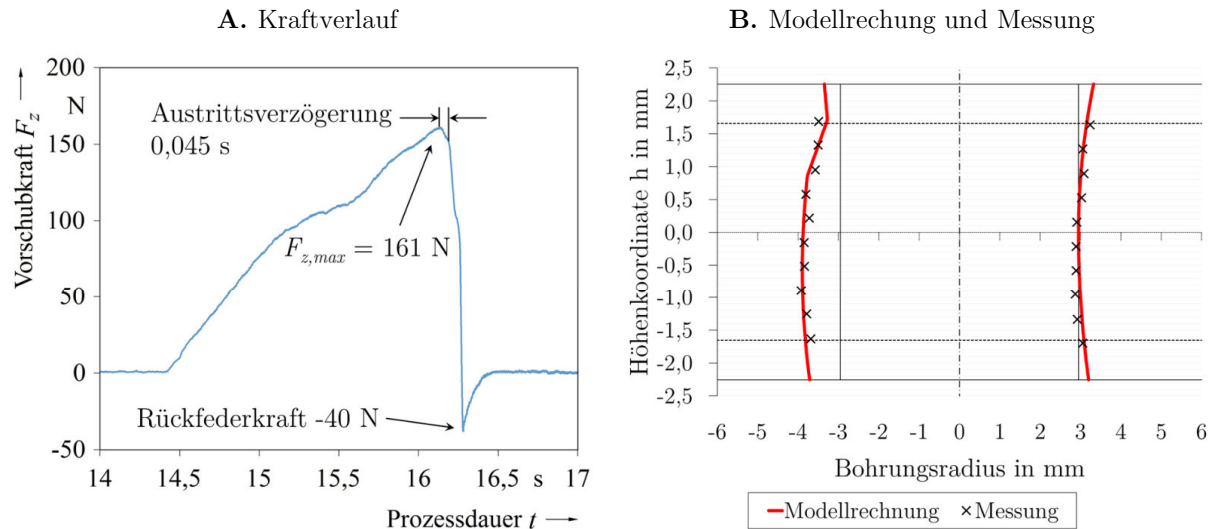
Dabei weisen die höheren Verschleißgrade bei der maximalen lokalen Nachgiebigkeit von  $52,4 \mu\text{m}/\text{N}$  eine gesamte Durchmesserzunahme von  $33 \mu\text{m}$  bei  $r_{\beta,2}$  und  $47 \mu\text{m}$  bei  $r_{\beta,3}$  auf. Die Zunahme bei  $r_{\beta,1}$  hält sich aufgrund der kleineren Verformung in Grenzen und ist mit einer Differenz von  $18 \mu\text{m}$  deutlich geringer. Definiert man die niedrigste lokale Nachgiebigkeit als Bezugsgröße, können im labilen Bohrprozess Passungsgrundtoleranzen von IT8 bis IT10 für  $\sigma_{130^\circ}$  bei allen Nachgiebigkeiten eingehalten werden.

Da die Zylindrizität grundsätzlich eine Durchmesserdivergenz ist, hat die Durchmesserreduktion durch Verschleißeffekte keinen Einfluss auf die Reihenfolge der Untersuchungspunkte im Diagramm. Hier ist die Werkstückverformung allein ausschlaggebend. Auch die Zylindrizität erhöht sich mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit, wobei insbesondere bei  $r_{\beta,3}$  im Grenzbereich eine erhöhte Steigung der Kennwerte erkennbar ist. Diese Tendenz ist für die beiden geringen Verschleißzustände allerdings nicht reproduzierbar. Insbesondere für  $r_{\beta,1}$  ist die absolute Zunahme der Zylindrizität um  $28 \mu\text{m}$  über den Grenzbereich hinweg gering.  $83,4 \%$  der Messwerte der Zylindrizität liegen trotz der hohen Verformungen von  $\sigma_{130^\circ}$  unter  $0,1 \text{ mm}$ . Auch die verhältnismäßig hohen Streuungen von  $r_{\beta,3}$  beeinflussen diesen prozentualen Anteil nicht negativ. Aufgrund des Mangels genormter Allgemeintoleranzen für die Zylindrizität können diese nicht angegeben werden.

Da das zweidimensionale Berechnungsmodell zur Simulation der Formabweichung die beschriebenen Kennwerte nicht nachbilden kann, wird die Verifizierung nachfolgend exemplarisch an repräsentativen Berechnungen durchgeführt. Hierzu wurden drei Messungen gemäß *Bild 5-24* ausgewählt, welche charakteristische Unterschiede zueinander aufweisen. Hierzu zählen zwei einfache Rückfederprozesse mit hoher (*Bild 5-25*) und geringer (*Bild 5-26*) Rückfederung über die Nulllage hinaus sowie ein instationärer Bohrprozess mit zweifacher Rückfederung (*Bild 5-27*). Aus der taktilen Messung des Bohrungskanals wurden jeweils die Messpunkte für  $y \approx 0$  exportiert und mit der Modellrechnung im Vergleich dargestellt. In den Darstellungen sind zusätzlich die nicht vermessenen Areale der Bohrungskontur markiert. Zur Vervollständigung sind die Vorschubkraftverläufe der entsprechenden Bohrprozesse mit veranschaulicht.

In allen Abbildungen der Verlaufskurven der Vorschubkräfte wurde jeweils eine Austrittsverzögerung der Querschneide bestimmt. Nach Erreichen der Maximallast verzögert sich der Rückfederprozess kurzzeitig. In diesem Zeitraum bewegt sich das Werkzeug weiter voran und gleichzeitig kann eine geringfügige Rückfederbewegung stattfinden. Die tatsächliche Formabweichung durch den Rückfederprozess kann dadurch beeinflusst werden, da die Querschneide teilweise schon ausgetreten ist, die Rückfederung aber aufgrund ungetrennter Fasern noch nicht begonnen hat.

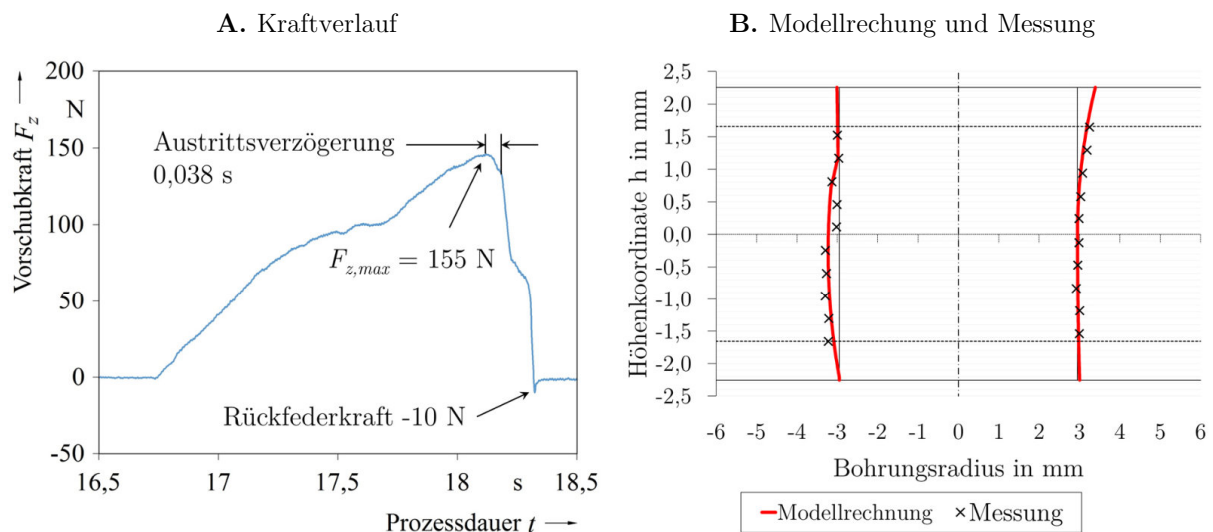
Die Hauptschneiden und damit der äußerste Schneidenpunkt befinden sich folglich bei Beginn des Rückfederprozesses weiter im Material als ursprünglich angenommen. In allen Berechnungen wurde dieser Effekt berücksichtigt, in dem die Position der Hauptschneiden auf Basis des Maschinenvorschubs und der Austrittsverzögerung verschoben wird. Am Beispiel von *Bild 5-25* bedeutet dies eine Verschiebung des Werkzeuges in z-Richtung um  $0,045 \text{ s} * 5,3 \text{ mm/s} = 0,24 \text{ mm}$ . Diese Position stellt dann die neue Ausgangsposition  $L_{Hs}$  für die Berechnung der Formabweichung dar.



**Bild 5-25** Abgleich der Bohrungskontur von Berechnungsmodell und taktiler Messung des Bohrkannals beim labilen Bohrprozess mit einfacher Rückfederung und deutlicher Verformung über die Nulllage hinaus. Bearbeitungsbedingungen:  $\delta = 32,3 \text{ } \mu\text{m/N}$ ,  $r_\beta = 37,1 \text{ } \mu\text{m}$ ;  $\sigma_{130^\circ}$  (Mess- und Modellkurven in **B.** mit 5-facher Überhöhung).

In *Bild 5-25* beträgt die Rückfederung des Werkstückes über die Nulllage hinaus ca. 1/4 der Gesamtverformung während des Vollbohrens im Volleingriff. Auf der rechten Seite der Bohrungskontur führt dies zu einer höheren Formabweichung an der Eintrittsseite im Vergleich zur Austrittsseite des Werkzeuges. Die Differenz kann aber nicht mit Faktor 4 angenommen werden, da diese durch die Mittelpunktverschiebung  $\Delta x$  beeinflusst wird. Im Modell ergibt sich diesbezüglich eine tatsächliche Erhöhung um 48 %, was einer absoluten Differenz von  $20 \text{ } \mu\text{m}$  entspricht. Alle Punkte auf der linken Seite folgen der berechneten Bohrungskontur des Bohr- und Rückfederprozesses. Der Effekt der Rückfederung über die Nulllage hinaus kann durch die Messwerte an dieser Stelle nicht wiedergegeben werden, da diese im nicht vermessenen Areal der Kontur liegen. Diese Tendenzen werden aber nichts desto trotz auf der rechten Konturseite bestätigt, da die entsprechenden Formabweichungen hier schon im Materialinneren beginnen. Die einzelnen Messpunkte in *Bild 5-25* lassen sich durch das Modell mit einer absoluten Genauigkeit von  $56,7 \text{ } \mu\text{m} \pm 11,2 \text{ } \mu\text{m}$  vorhersagen.

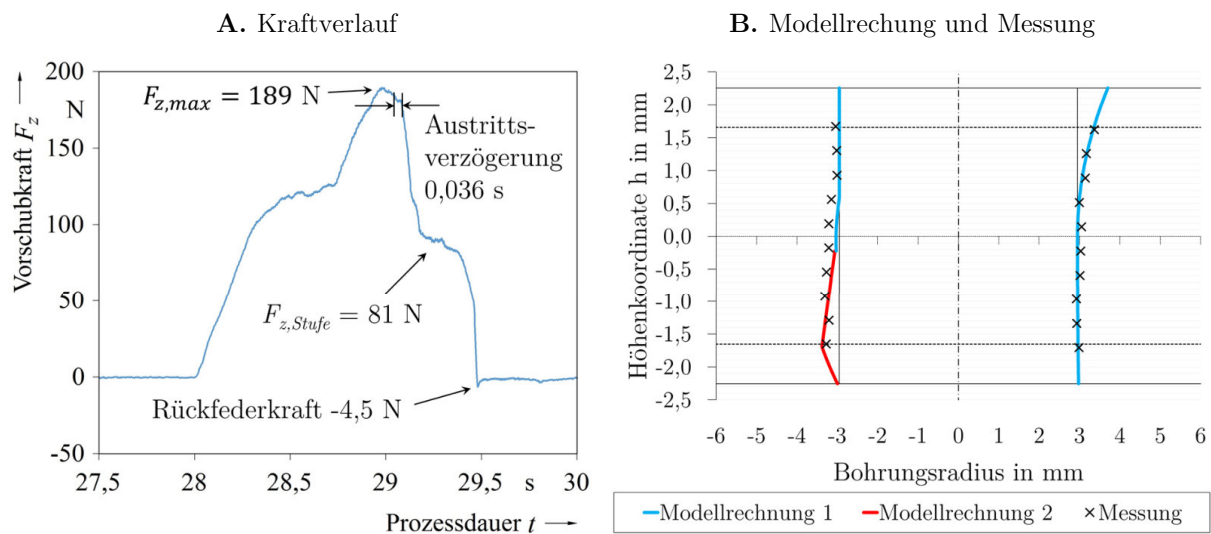
Im Vergleich mit *Bild 5-25* weist *Bild 5-26* eine deutlich verringerte Rückfederlast von -10 N auf. Außerdem fällt aufgrund der Schneidkantenverrundung von  $27,7\text{ }\mu\text{m}$  auch die maximale Vorschublast mit 155 N kleiner aus. Bei einer lokalen Nachgiebigkeit von  $19,4\text{ }\mu\text{m/N}$  resultiert damit eine Werkstückverformung von  $3,0\text{ mm}$ . Der Bohrprozess liegt somit an der Grenze zum einfachen Rückfederprozess, da die Werkzeughöhe noch nicht durch die Werkstückverformung überschritten ist ( $L_{Hs} = 3,375\text{ mm}$ ). Berücksichtigt man die Austrittsverzögerung ergibt sich ein Rückfederweg von  $3,2\text{ mm}$  nach dem vollständigen Querschneidenaustritt.



**Bild 5-26** Abgleich der Bohrungskontur von Berechnungsmodell und taktiler Messung des Bohrkannals beim labilen Bohrprozess mit einfacher Rückfederung und geringer Verformung über die Nulllage hinaus. Bearbeitungsbedingungen:  $\delta = 19,4\text{ }\mu\text{m/N}$ ,  $r_\beta = 27,7\text{ }\mu\text{m}$ ;  $\sigma_{130^\circ}$  (Mess- und Modellkurven in **B.** mit 5-facher Überhöhung).

Unter diesen Umständen wurde der labile Bohrprozess hinsichtlich der geringen, verbleibenden Differenz von  $0,175\text{ mm}$  als einfacher Rückfederprozess aufgefasst. Gemäß der niedrigen Ausprägung der Rückfederung über die Nulllage hinaus weist die rechte Seite der Kontur zwischen den Höhenkoordinaten  $0\text{ mm}$  und  $-2,3\text{ mm}$  nahezu keine Abweichungen auf. Die Messwerte und die Modellrechnung befinden sich näherungsweise am Nennmaß der Bohrung. Gleichzeitig ist auch auf der linken Seite nahezu keine Auswirkung der Rückfederung über die Nulllage hinaus erkennbar. Die Mittelpunktverschiebung  $\Delta x$  fällt diesbezüglich sehr gering aus. Die eindeutige Überschreitung des Nennmaßes findet erst bei einer Höhenkoordinate von  $1\text{ mm}$  statt. Da alle Messwerte auf der linken Seite tendenziell etwas höher sind als die Modellrechnung, kann angenommen werden, dass die Messungen bei  $0,0\text{ mm}$  und bei  $0,5\text{ mm}$  als Ausreißer anzusehen sind. Unter Vernachlässigung dieser ergibt sich eine absolute Genauigkeit von  $21,3\text{ }\mu\text{m} \pm 7,2\text{ }\mu\text{m}$  für diesen Berechnungsfall.

In *Bild 5-27* ist der Rückfederprozess zweistufig und somit erfordert die Simulation eine Anpassung der Berechnung. Die Formabweichung wird in diesen Fall zweimal berechnet und die maximalen Abweichungen aus beiden Simulationen ergeben die Gesamtabweichung. Hierzu wird die maximale Vorschublast, die Vorschubkraft vor Stufenaustritt sowie die Rückfederkraft gemäß *Bild 5-27 A* zugrunde gelegt. Die Werkzeugposition vor Austritt der Stufe muss über eine Verschiebung analog zur Austrittsverzögerung ebenfalls berücksichtigt werden. Diese beträgt für  $\sigma_{130^\circ}$  ca. 2,9 mm. Aufgrund der geringeren Abweichungen bei einer lokalen Nachgiebigkeit von  $6,9 \mu\text{m}/\text{N}$  wurde in der Darstellung eine 10-fache Überhöhung gewählt.



**Bild 5-27** Abgleich der Bohrungskontur von Berechnungsmodell und taktiler Messung des Bohrkannals beim labilen Bohrprozess mit zweifacher Rückfederung und geringer Verformung über die Nulllage hinaus. Bearbeitungsbedingungen:  $\delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$ ,  $r_p = 37,1 \mu\text{m}$ ;  $\sigma_{130^\circ}$  (Mess- und Modellkurven in **B.** mit 10-facher Überhöhung).

Durch die niedrige Rückfederlast von -4,5 N sind bei Betrachtung der blauen Bohrungskontur nahezu keine Auswirkungen durch die Werkstückbewegung über die Nulllage des Werkstückes hinaus erkennbar. Die verhältnismäßig hohe Steifigkeit des Werkstückes an der Bearbeitungsstelle bewirkt die Überschreitung des Nennmaßes an der linken Innenwand der Bohrung erst bei halber Werkstückdicke aufgrund der hohen maximalen Vorschubkraft von 189 N. Die höheren absoluten Maßabweichungen auf dieser Konturseite der Bohrung erfolgen durch die zweite Stufe des Rückfederprozesses. Die ausgeübte Vorschubkraft der Aufbohrstufe beträgt mit 81 N weniger als die Hälfte der Maximallast, jedoch resultiert aus der Mittelpunktverschiebung  $\Delta x$  und der größeren Bohrungstiefe die rechnerische maximale Abweichung von  $38,5 \mu\text{m}$  im Bereich der Höhenkoordinaten bei -1,5 mm. Die Simulationsgenauigkeit beträgt  $26,7 \mu\text{m} \pm 7,5 \mu\text{m}$ .

Bezüglich der Bewertung der Eignung des Berechnungsmodells zur Verifizierung der Relativbewegungen zwischen Werkzeug und Werkstück muss betont werden, dass die modellierten und gemessenen Formabweichungen über die gesamte Bohrungslänge im zweistelligen Mikrometerbereich liegen. Des Weiteren weist der CFK-Werkstoff aufgrund der inhomogenen Schnittbedingungen grundsätzlich ein hohes Streumaß auf und begünstigt damit Ausreißer in der Konturmessung. Insgesamt finden sich die generellen Bohrungsformen aus den Modellrechnungen in der Konturmessung wieder. Einzelne Ausreißer können an dieser Stelle vernachlässigt werden, wodurch die die Konturmessung die theoretischen Überlegungen zur Bewegungskinetik bestätigt.

## **5.4 Erweiterte Analyse von Einflussfaktoren auf den instationären Bohrprozess**

Im folgenden Abschnitt soll die experimentelle Charakterisierung des labilen Bohrprozesses abgeschlossen werden. Bereits in *Abschnitt 5.2* wurde dargelegt, dass eine Betrachtung der Auswirkungen der Eigenschwingungen des Werkstückes auf den labilen Bohrprozess nicht notwendig ist. Aufgrund der These, dass die lokale Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle die entscheidende Größe darstellt, muss das Bearbeitungsergebnis unabhängig vom Werkstückaufbau und der Spannsituation sein, sofern die gleiche lokale Nachgiebigkeit bei gleichen Zerspanungsparametern gewährleistet ist. Nachgiebigkeitsbeeinflussende Faktoren für die labile Bohrbearbeitung sind in erster Linie der Lagenaufbau des Werkstückes, die Werkstückabmessungen und ggf. verwendete Abstützpunkte zur Erhöhung der Steifigkeit im Bearbeitungsprozess. Im Zuge der bisherigen Argumentationskette kann außerdem die Masse des Werkstückes keinen Einfluss auf die Bearbeitungsqualität haben, da diese primär das Schwingungsverhalten des Werkstückes beeinflussen würde. Mit Rückblick auf die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen können auch verformungsbedingte Biege-, Druck- und Schubspannungen im Werkstück für den Bearbeitungsprozess keine Relevanz haben. All diese Faktoren wurden im Rahmen der bisher diskutierten Versuchsreihen ergänzend an ausgewählten Untersuchungspunkten experimentell überprüft und sollen an dieser Stelle aufgeführt werden. Als Versuchswerkzeug wird vorzugsweise der Stufenbohrer  $\sigma_{130^\circ}$  verwendet, da dieser die höchsten Verformungen des Werkstückes mit sich bringt. Die grundlegenden Variationen in der Versuchsausführung lassen sich wie folgt zusammenfassen:



I. Variation des Lagenaufbaus

Alle im Versuch verwendeten Werkstücke sind QI-Lamine mit mittensymmetrischem Aufbau. Eine Änderung der Decklagenorientierung ändert die Lagenabfolge und führt bei gleichbleibender Bearbeitungsposition zu einer abweichenden lokalen Nachgiebigkeit. Durch Anpassung der Bearbeitungsposition können die Delaminationsfaktoren bei variierendem Lagenaufbau aber gleicher lokaler Nachgiebigkeit verglichen werden.

II. Anwendung einer beidseitigen Einspannung

Eine Variation der Spannsituation erfolgt durch die Abstützung des einseitig eingespannten Biegebalkens durch ein Auflager. Der Abstand des Auflagers zum Festlager auf der Kraftmessplattform wurde ebenfalls hinsichtlich übereinstimmender lokaler Nachgiebigkeit auf Basis der Biegebalkengleichungen dimensioniert. Der Einfachheit halber wird diese Art der Einspannung im Rahmen der Versuche als zweiseitige Einspannung bezeichnet. Ein Auflager musste gewählt werden, da die Steifigkeitserhöhung unter Verwendung von zwei Festlagern zu hoch ausfällt. Die notwendige Probengröße zur Herstellung einer vergleichbaren lokalen Nachgiebigkeit zum einseitig eingespannten Biegebalken stand im Rahmen der Arbeit nicht zur Verfügung.

III. Variation von Probenabmaßen

In den bisherigen Versuchsreihen dieser Arbeit kamen Werkstückproben mit  $b = 100$  mm und  $b = 20$  mm Breite zur Anwendung. Die Bearbeitungsergebnisse der unterschiedlichen Werkstückgrößen können bei gleicher lokaler Nachgiebigkeit abgeglichen werden.

IV. Einfluss von überstehenden Massen

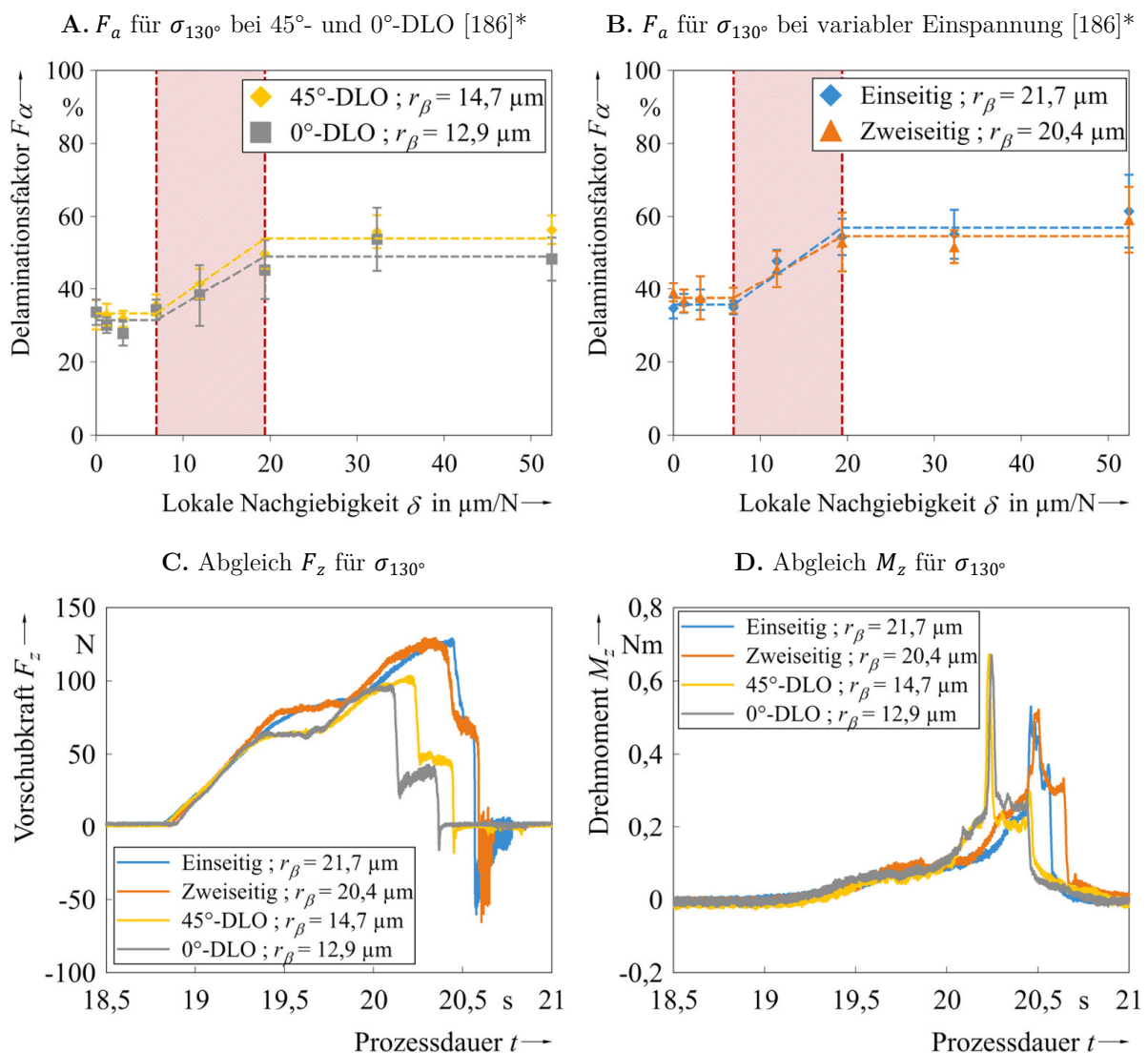
Beim einseitig eingespannt Biegebalken werden bei gleicher lokaler Nachgiebigkeit Werkstückproben mit  $l \gg x$  verwendet. Dadurch können die Bearbeitungsergebnisse bei unterschiedlich stark überstehenden Werkstückmassen miteinander abgeglichen werden.

V. Verformungsspannungen im Werkstück

Eine zusätzliche Spannvorrichtung ermöglicht die Bearbeitung von Werkstücken unter konstant bleibender Verformungslast. Die Auswirkungen der eingebrachten Spannungen auf das Bearbeitungsergebnis werden im Vergleich zu unbelasteten stabilen Bohrungen betrachtet. Der genaue Versuchsaufbau wird nochmals gesondert beschrieben.



In *Bild 5-28 A* ist der Abgleich des Delaminationsausmaßes bei unterschiedlicher Decklagenorientierungen und vergleichbarer lokaler Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition dargestellt. Die Schädigungsfaktoren  $F_a$  für 0°-DLO wurden aus der Hauptversuchsreihe mit dem Werkzeug mit 130° Spitzenwinkel entnommen (vgl. *Abschnitt 5.3*). Die Bohrserie mit 45°-DLO wurde direkt in diese Versuchsreihe integriert, um die gleichen Stufenwerkzeuge verwenden zu können. Das Versuchsschema wurde nicht verändert und jedem Messpunkt liegt weiterhin eine Gesamtanzahl von vier Bohrungen zu Grunde. Die Abbildung zeigt das bekannte Grenzwertverhalten hinsichtlich der Entwicklung des Delaminationsfaktors bei Überschreiten einer lokalen Nachgiebigkeit von 6,9  $\mu\text{m}/\text{N}$ .



**Bild 5-28** Einfluss des Lagenaufbaus und variierender Spannsituationen auf die labile Bohrbearbeitung mittels Stufenbohrer. **A.** Delaminationsfaktor in Abhängigkeit von der DLO **B.** Delaminationsfaktor in Abhängigkeit von der Spannsituation **C.** Qualitativer Abgleich der Vorschubkraft **D.** Qualitativer Abgleich des Drehmoments.

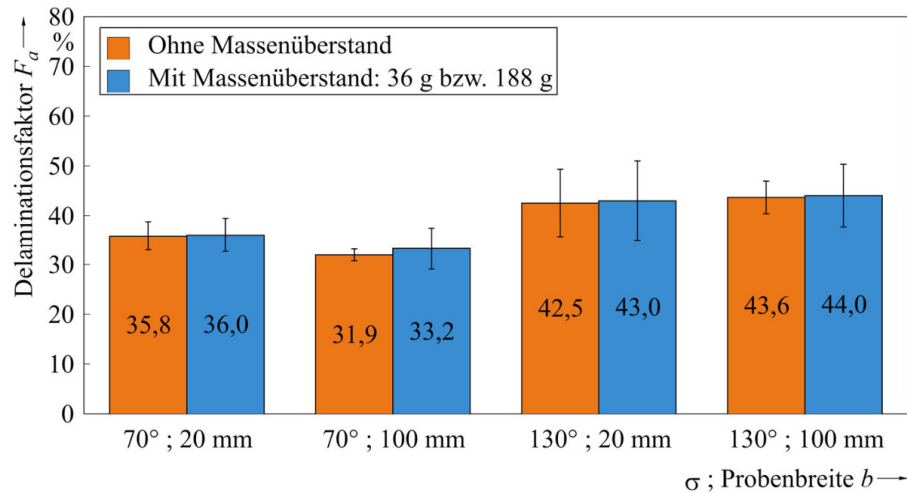
[186]\* Erhebung der Rohdaten im Rahmen der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU.

Die Bohrserie der 45°-DLO zeigt absolut im Schnitt um 1 % bis 5 % höhere Schädigungsfaktoren als die 0°-DLO. Diese sind nicht auf den unterschiedlichen Lagenaufbau zurückzuführen, sondern korrelieren mit dem Verschleißgrad der Hauptschneide des Werkzeuges. Aufgrund der Bohrungsreihenfolge wurden alle Bohrungen der 45°-DLO-Probe mit einem höheren Schneidkantenradius hergestellt (durchschnittliche Erhöhung um 1,8 µm), was die Ursache des Offsets der Delaminationsfaktoren darstellt. *Bild 5-28 B-D* veranschaulicht den Abgleich der zweiseitigen Einspannung mit dem einfach eingespannten Biegebalken bei einer Probenbreite  $b = 20$  mm und einem Werkzeugspitzenwinkel von 130°. Will man für beide Spannsituationen die gleiche lokale Nachgiebigkeit anwenden, können die Auskraglängen auf Basis der gängigen Balkengleichungen gemäß *Gleichung (5.11)* ineinander umgerechnet werden. Die Bohrbearbeitung muss dann bei halber Auskraglänge  $l_{\text{zweiseitig}}$  erfolgen. Die Bohrposition  $x$  beim einfach eingespannten Biegebalken entspricht hierbei  $l_{\text{einseitig}}$ .

$$l_{\text{zweiseitig}} = l_{\text{einseitig}} * \sqrt[3]{\frac{256}{7}} \quad (5.11)$$

Die qualitative Betrachtung der Vorschubkraft- und Drehmomentverläufe bei der labilen Bohrbearbeitung zeigt einen identischen Prozessverlauf für beide Spannsituationen. Die minimalen Abweichungen sind an dieser Stelle zu vernachlässigen, da sie im Bereich der Messungenauigkeiten der Messkette oder den materialbedingten Streuungen liegen oder aber die lokale Nachgiebigkeit bei den beiden Spannsituationen nicht exakt übereinstimmt. Gleichmaßen stimmen auch die Delaminationsfaktoren miteinander überein und bestätigen eine spannsituationsunabhängige Entwicklung der Austrittsdelamination, sofern die lokalen Nachgiebigkeiten vergleichbar sind. Zur Ergänzung sind in *Bild 5-28 C/D* die Kraftverläufe der Variation der DLO dargestellt. Gemäß dem geringeren Verschleißzustand haben die beiden Kurven insgesamt ein niedrigeres Niveau, sind aber untereinander ebenfalls vergleichbar.

*Bild 5-29* veranschaulicht die Thematik der überstehenden Massen bei der Bohrbearbeitung eines einseitig eingespannten Biegebalkens. Hierbei wurde der untere Grenzwert des Übergangsbereichs der lokalen Nachgiebigkeit als Bearbeitungsposition gewählt und die Gesamtauskraglänge des Werkstückes bei maximal möglicher Länge  $l$  der Probe belasten ( $l = 300 \text{ mm} \gg x$ ). Zudem wurden unterschiedliche Probenbreiten verwendet. Insgesamt erhöht sich dadurch die schwingfähige Masse bei  $b = 20$  mm ( $x = 46,8$  mm) um 36 g und bei  $b = 100$  mm ( $x = 80$  mm) um 188 g im Vergleich zur stabilen Bearbeitung mit  $l = x + 10$  mm.



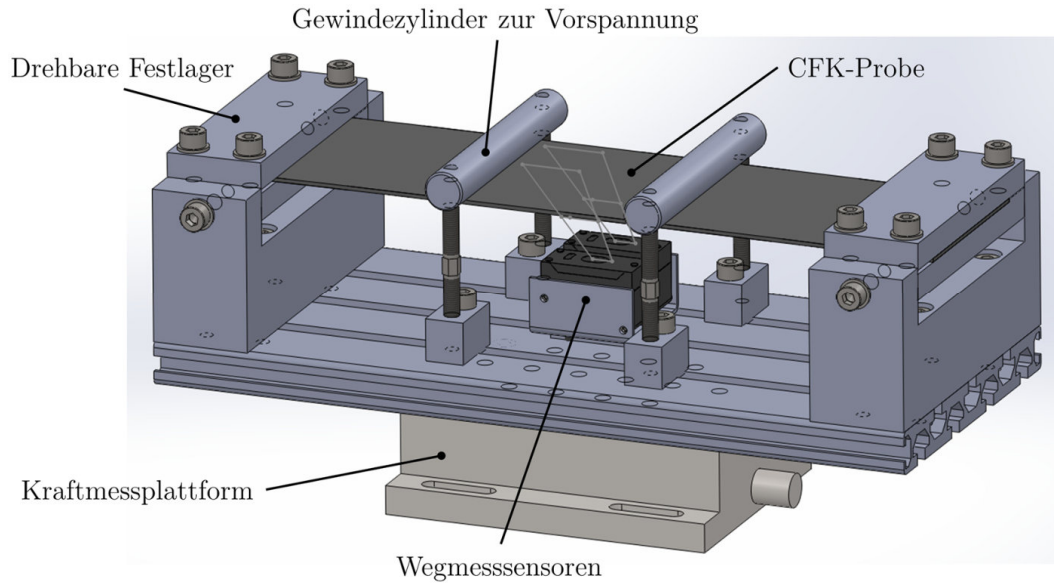
**Bild 5-29** Flächengewichtete Delaminationsfaktoren bei der labilen Bohrbearbeitung von einseitig eingespannten CFK-Proben mit unterschiedlichem Massenüberstand und unterschiedlicher Breite ( $r_\beta = 22,9 \mu\text{m}$ ) [186]\*.

In beiden Versuchskonstellationen wurde jeweils ein Stufenwerkzeug mit  $70^\circ$  Spitzenwinkel und  $130^\circ$  Spitzenwinkel verwendet. Die Schneidkantenverrundung liegt bei  $r_\beta = 22,9 \mu\text{m}$ . In beiden Fällen konnte keine Beeinflussung des Delaminationsausmaßes durch überstehende Massen bei der Bohrbearbeitung eines einseitig eingespannten Biegebalkens festgestellt werden. Der durchschnittliche flächengewichtete Delaminationsfaktor liegt jeweils im Streubereich der Vergleichsmessung ohne überstehende Massen. Zusätzlich bestätigt das Ergebnis die Skalierbarkeit der einseitig eingespannten CFK-Proben in der Breite. Die maximale Abweichung der Delaminationsfaktoren der unterschiedlich breiten Proben liegt absolut bei 0,5 %.

Da das Werkstück während des labilen Bohrprozesses einer Verformung ausgesetzt ist, können in und zwischen den Lagen Zug-, Druck- und Schubspannungen auftreten. Die bisherigen Versuche haben nicht darauf hingedeutet, dass diese Spannungen für die Schädigungsentstehung relevant sind. Um mögliche Effekte diesbezüglich vollständig ausschließen zu können, werden diese Wechselwirkungen allerdings nochmals gesondert untersucht. Hierzu wurde die Spannvorrichtung in *Bild 5-30* konstruiert [188].

Die Werkstückprobe wird in zwei drehbare Festlager eingespannt und kann mittels der Gewindezylinder in beide Richtungen vorgespannt werden. Mittels der Wegmesssensoren kann das Ausmaß der Vorspannung festgelegt werden. Im Gegensatz zum labilen Bohrprozess am einseitig eingespannten Biegebalken wird die Vorspannung über den gesamten Bohrprozess aufrechterhalten. Die Spannvorrichtung kann auf die Kraftmessplattform montiert werden, wodurch auch hier alle relevanten Prozessparameter erfasst werden. Die Versuchsparameter sind in *Tabelle 5-6* zusammengefasst.

[186]\* Erhebung der Rohdaten im Rahmen der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU.



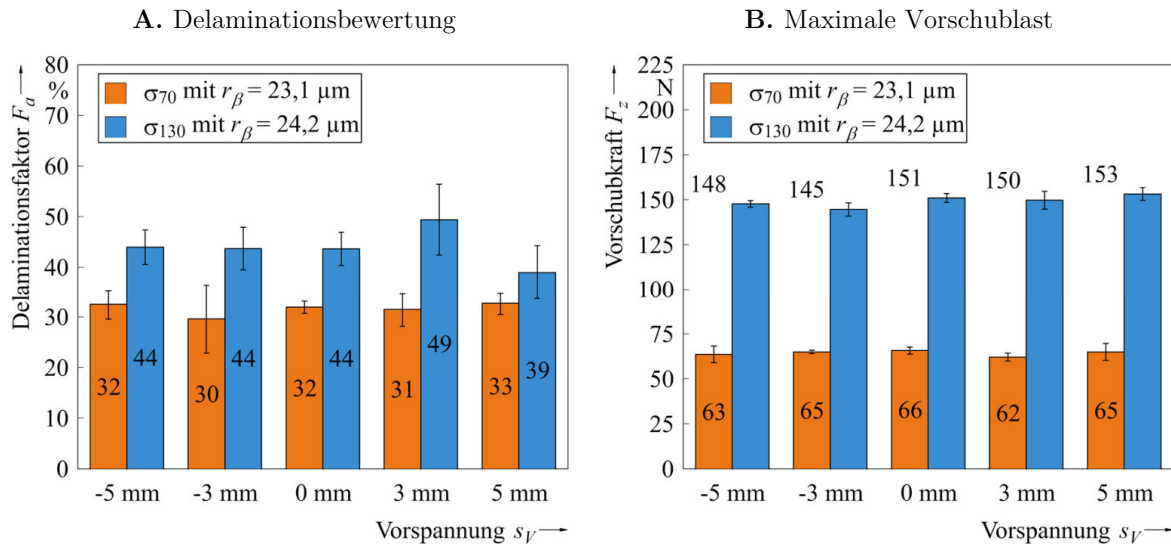
**Bild 5-30** Spannvorrichtung zur Überprüfung des Einflusses von Verformungsspannungen im Werkstück auf die Delaminationsentstehung bei der Bohrbearbeitung von CFK. [188]\*

**Tabelle 5-6** Versuchsparameter zur Überprüfung des Einflusses von Verformungsspannungen im Werkstück auf die Delaminationsentstehung bei der Bohrbearbeitung von CFK. [188]\*

Versuchsparameter	
Prinzipskizze der Spannsituation	<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: flex-end;"> <div style="text-align: center;"> <p>Positive Vorspannung</p> </div> <div style="text-align: center;"> <p>Negative Vorspannung</p> </div> </div>
Probenmaße	$b = 100 \text{ mm}$ , $h = 4,56 \text{ mm}$
Bohrposition $x$	gemäß Skizze, 4 Bohrungen pro Werkzeug und Vorspannung
Lagenaufbau	45°-DLO
Werkzeuggeometrien	$\sigma_{70^\circ}$ und $\sigma_{130^\circ}$
Verschleißzustand	$r_\beta \approx 22 \text{ }\mu\text{m}$
Erfasste Daten	Kraftkomponenten: $F_z$ Vorspannung: $s_v$ Flächengewichtete Austrittsdelamination: $F_a$
Vorspannung	$s_v = -5, -3, 0, +3, +5 \text{ mm}$

[188]\* Erhebung der Rohdaten und Herstellung der Spannvorrichtung im Rahmen der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU.

Bild 5-31 zeigt die Ergebnisse der flächengewichteten Auswertung der Austrittsdelamination sowie der Vorschubkraftmessung. Die Absolutwerte sind jeweils über die negative oder positive Vorspannung des Werkstückes aufgetragen. 0 mm Vorspannung kann hierbei als Referenzbohrung angesehen werden. Erwartungsgemäß verbleiben die maximalen Vorschubkräfte für alle Spannsituationen auf konstantem Niveau. Das durchschnittliche Kraftniveau bei 70° Spitzenwinkel liegt etwa 57 % unter der 130° Spitzenwinkelgeometrie.



**Bild 5-31** A. Flächengewichtete Delaminationsfaktoren und B. maximale Vorschubkräfte bei der Bohrbearbeitung von vorgespannten CFK-Proben mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln [188]\*.

Die Ursachen hierfür sind hinreichend aus der Literatur bekannt und ergänzend dazu sei an dieser Stelle auf *Kapitel 6* verwiesen. Die Streuungen der Mittelwerte der Delaminationsfaktoren sind werkstoffbedingt höher als die der Kraftmessung. Übereinstimmend mit der Kraftmessung kann auch hier keine Korrelation zwischen Vorspannung und Delaminationsausmaß erkannt werden. Somit ist das durchschnittliche Schädigungsniveau insgesamt als konstant zu betrachten.

In diesem letzten Abschnitt zur experimentellen Charakterisierung der labilen Bohrbearbeitung von CFK konnten die Thesen aus der theoretischen Schwingungsbetrachtung sowie die Beobachtungen mittels Hochgeschwindigkeitskamera messtechnisch belegt werden. Im Rahmen der Versuchsreihen wurde die Identifikation der lokalen Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition als kennzeichnende Bezugsgröße für die Schädigungsausprägung untermauert. Auch eine Erhöhung der schwingungsfähigen Masse ergibt im direkten Vergleich keine Änderung der Delaminationsfaktoren. Wie sich in der optischen Analyse in *Abschnitt 5.1* angedeutet hat sind die Verformungsspannungen im Werkstück nicht entscheidend für das Delaminationsausmaß. Hier ist einzig und allein die quasi-statische Belastung des Werkstückes durch das Werkzeug ausschlaggebend.

## 5.5 Ableitung der Anforderungen an die Prozesssimulation

Auf Basis der umfangreichen experimentellen und theoretischen Betrachtung des labilen Bohrprozesses in *Abschnitt 5.1* bis *Abschnitt 5.4* werden nun die Anforderungen für die nachfolgenden Simulationsmodelle formuliert. Diese teilen sich auf in die Nachbildung der Prozesskräfte während des labilen Bohrprozesses sowie eine quasistatische FEM-Simulation der resultierenden Lastverhältnisse und deren Auswirkungen auf die Einzellaugen.

Das Hauptunterscheidungsmerkmal zwischen der labilen und der stabilen Bohrbearbeitung ist die tatsächlich herrschende Vorschubgeschwindigkeit während der gesamten Prozessdauer. Diese ist veränderlich und ergibt sich jeweils aus der aktuell herrschenden Vorschubkraft und der lokalen Nachgiebigkeit oder der daraus resultierenden Verformung. Zudem konnte gezeigt werden, dass sich die relative Vorschubgeschwindigkeit jeweils an den tatsächlichen Maschinenvorschub annähert. Ist die tatsächliche Vorschubgeschwindigkeit zu jedem Zeitpunkt bekannt, so kann daraus die aktuelle Werkzeugposition im Werkstück, der wirkende Spanungsquerschnitt und somit die Schnittkraft ermittelt werden. Da durch die variierende Vorschubgeschwindigkeit keine direkte Vorhersage über den gesamten Prozessverlauf getroffen werden kann, muss die Modellierung der Prozesskräfte zeitabhängig geschehen. Betrachtet man jeden Prozesszeitpunkt als Gleichgewichtszustand aus Werkstückverformung und spanungsquerschnittsabhängiger Vorschubkraft, ist eine zeitdiskrete Nachbildung des quasi-statischen Verhaltens plausibel. Insbesondere der Ausschluss von Schwingungseinflüssen auf den Bearbeitungsprozess unterstreicht eine solche Vorgehensweise. Neben den Bearbeitungskräften zu jedem Prozesszeitpunkt ergibt sich dadurch automatisch die Gesamtprozessdauer des labilen Bohrprozesses. Ziel ist die Berechnung der Abweichungen der Prozesskräfte und Prozesszeiten im Vergleich zum stabilen Bohrprozess.

Die FEM-Simulation soll dazu genutzt werden die bisherigen Erkenntnisse aus der Literatur und insbesondere dieser Arbeit rechnerisch zu verifizieren. Hierzu muss im ersten Schritt ein möglichst prozessnahes FEM-Modell entwickelt werden. Dabei ist der Lageraufbau des Versuchswerkstoffes, die Werkzeuggeometrie des Stufenbohrers mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln und die korrekte Lasteinleitung durch das Werkzeug zu berücksichtigen. Mit Blick auf die durchgeführte Hochgeschwindigkeitsanalyse, können die unterschiedlichen Relativpositionen zwischen Werkstück und Werkzeug als Basis der Verifizierung dienen. Analog zur Simulation der Prozesskräfte erfolgt die FEM-Simulation ebenfalls unter der Annahme quasi-stationärer Gleichgewichtszustände.

Durch die Definition geeigneter Versagenskriterien auf Spannungsebene können die Auswirkungen der Lasten unter verschiedenen Prozessbedingungen berechnet werden. Im Fokus stehen dabei die Auswirkungen der unterschiedlichen Spitzenwinkel im Allgemeinen, die Auswirkungen der Lastumverteilung beim Austrittsprozess, der Abgleich unterschiedlicher Bearbeitungspositionen untereinander und die Überprüfung des Einflusses der verformungsbedingten Werkstückspannungen auf das Werkstoffversagen. Ziel ist damit die theoretische Begründung der bisher experimentell ermittelten Wechselwirkungen im labilen Bohrprozess.

## 6 Zeitabhängige Simulation des instationären Bohrprozesses bei variablem Spanungsquerschnitt

Dieses Kapitel befasst sich mit der zeitabhängigen Modellierung des Bohrprozesses in CFK. Aufgrund der speziellen Prozessrandbedingungen durch den labilen Bohrprozess, der praxisnahen Werkzeuggeometrie und der Eigenheiten der CFK-Bearbeitung an sich bietet sich eine Aufteilung der einzelnen Modellierungsschritte an. *Abschnitt 6.1* beschreibt den grundlegenden Berechnungsalgorithmus zur zeitabhängigen Nachbildung des labilen Bohrprozesses. Hierzu wird der Einfachheit halber von einem stabilen Bohrprozess mit Spiralbohrer ausgegangen. Anschließend wird die Ergänzung des Modells durch die Stufenbohrergeometrie und die labilen Bearbeitungsbedingungen hinzugefügt [189]\*. Voraussetzung für die Funktionsfähigkeit des Modells sind die verfahrensspezifischen Schnittkräfte der eingesetzten Werkzeug-Werkstück-Kombination und die Berücksichtigung des Verschleißzustandes des Werkzeuges. Diese Thematik wird in *Abschnitt 6.2* und *Abschnitt 6.3* behandelt. *Abschnitt 6.4* und *Abschnitt 6.5* dienen der abschließenden Verifizierung und Bewertung des neuen Modellansatzes.

### 6.1 Inkrementelles Phasenmodell des Bohrprozesses

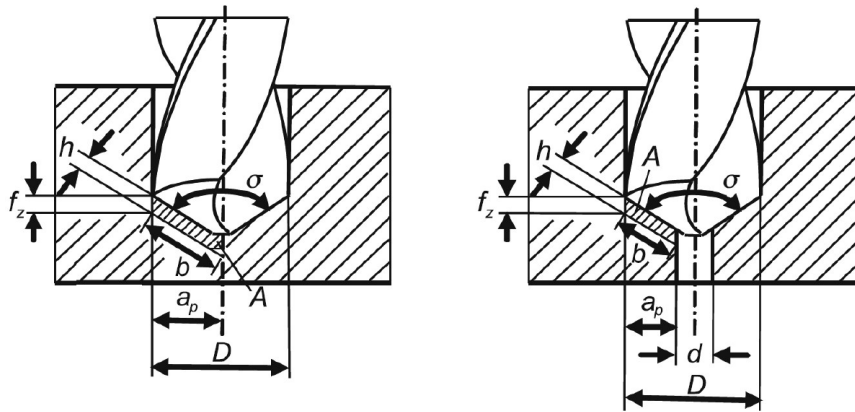
Für den nachfolgenden Abschnitt wird die Kenntnis der grundlegenden Zusammenhänge zur Berechnung der Eingriffsgrößen beim konventionellen Bohrprozess vorausgesetzt. Zur Vergegenwärtigung der entsprechenden Gleichungen und zum besseren Verständnis fasst *Bild 6-1* die entsprechenden Sachverhalte in Kurzform zusammen. Die Spanungsgrößen werden aus der Werkzeuggeometrie, den Eingriffsbedingungen und dem aktuellen Vorschub pro Schneide  $f_z$  abgeleitet. Als Spanungsquerschnitt  $A$  wird die Querschnittsfläche des abzunehmenden Spanes senkrecht zur Schnittrichtung bezeichnet. Er ist nicht mit der Querschnittsfläche des abgetrennten Spanes zu verwechseln, welcher infolge der Spanstauchung verändert ist. Die Spanungsbreite  $b$  ist die Breite des abzunehmenden Spanes senkrecht zur Schnittrichtung. Unter vereinfachter Betrachtung ist sie mit der Länge der aktiven Hauptschneide identisch. Die Spanungsdicke  $h$  ist die Dicke des abzunehmenden Spanes senkrecht zur Schnittrichtung gemessen. Der Einstellwinkel  $\kappa$  der Schneide ist beim Bohrwerkzeug unter der Voraussetzung eines symmetrischen Spitzenanschliffes dem halben Spitzenwinkel  $\sigma$  gleichzusetzen.

---

[189]\* Die Umsetzung des Grundmodells für Spiralbohrer erfolgte im Rahmen der zitierten Bachelor-Abschlussarbeit an der THU. Die entsprechenden Inhalte sind in *Abschnitt 6.1* kenntlich gemacht. Die Erweiterung des Modells auf die labile Bohrbearbeitung mit Stufenbohrer war nicht Teil der zitierten Arbeit.



Die Schnitttiefe  $a_p$  ist definiert als Größe des senkrecht zur Arbeitsebene gemessenen Eingriffes der Hauptschneide. Beim Bohren ins Volle entspricht die maximale Schnitttiefe dem halben Durchmesser des Bohrers. Beim Aufbohren hingegen ergibt sich die Schnitttiefe  $a_p$  aus der halben Differenz des Außendurchmessers  $D$  und des Vorlochdurchmessers  $d$ .



Spanungsquerschnitt

$$A = b * h$$

Spanungsbreite

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa}$$

Spanungsdicke

$$h = f_z * \sin \kappa$$

Einstellwinkel

$$\kappa = \frac{\sigma}{2}$$

Schnitttiefe Vollbohren

$$a_p = \frac{D}{2}$$

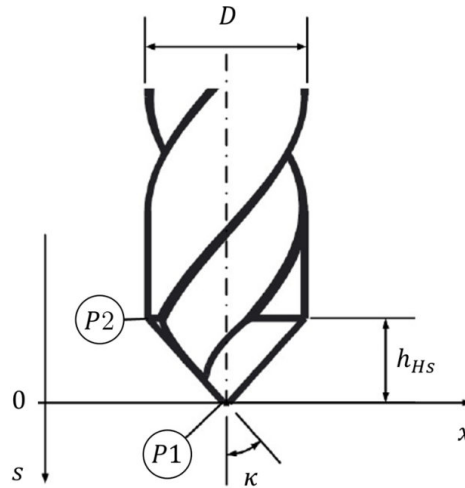
Schnitttiefe Aufbohren

$$a_p = \frac{d - D}{2}$$

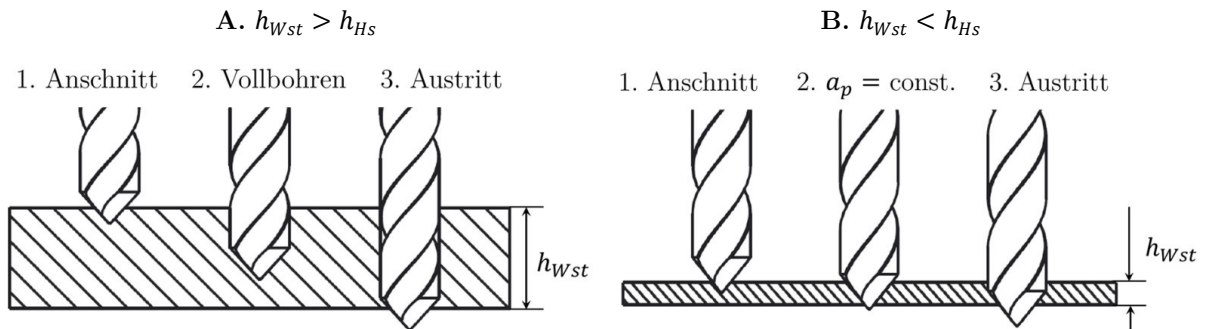
$D$  = Bohrungsdurchmesser ;  $d$  = Vorlochdurchmesser ;  $\sigma$  = Spitzenwinkel  
 $z$  = Anzahl der Schneiden ;  $f$  = Vorschubweg ;  $f_z$  = Vorschub je Schneide

**Bild 6-1** Zusammenfassung der modellrelevanten Zerspanungsgrößen für das Voll- und Aufbohren mit Spiralbohrer [103].

Die dargestellten Zusammenhänge stellen eine Vereinfachung dar und sind nur für den Volleingriff gültig. Mit ihnen kann somit in erster Linie eine Maximalkraft berechnet werden. Zur genaueren Betrachtung und zeitabhängigen Modellierung der Kräfte muss der Bohrprozess in drei aufeinanderfolgende Phasen unterteilt werden. Um die phasenabhängige Schnitttiefe und daraus den Spanungsquerschnitt berechnen zu können, ist es zudem notwendig weitere Bezeichnungen am Bohrwerkzeug einzuführen. Die Bezugspunkte sowie die drei Bohrphasen Anschnitt, Volleingriff und Austritt sind in *Bild 6-2* und *Bild 6-3* für unterschiedliche Werkstückdicken veranschaulicht.



**Bild 6-2** Darstellung der projizierten Länge der Hauptschneide  $h_{Hs}$  und der Hilfsvariablen  $P1$  und  $P2$  zur Modellierung des zeitabhängigen Kraftverlaufs des Bohrprozesses [189].



**Bild 6-3** Aufteilung des Bohrprozesses in drei aufeinanderfolgende Phasen für **A.**  $h_{Wst} > h_{Hs}$  und **B.**  $h_{Wst} < h_{Hs}$ . Darstellung modifiziert nach [189].

Der zurückgelegte Vorschubweg des Werkzeugs, ausgehend von  $P1$  an der Bohrer Spitze wird mit  $s$  bezeichnet. Der Nullpunkt ist zum Augenblick der ersten Berührung zwischen Werkzeug und Werkstück festgelegt und wird mit fortschreitendem Vorschub in positiver Zählweise fortgesetzt. Die projizierte Hauptschneidenlänge  $h_{Hs}$  auf die Werkzeug- oder Vorschubachse ergibt sich wie folgt:

$$h_{Hs} = \frac{D}{2 * \tan(\kappa)} \quad (6.1)$$

Sie ist eine wichtige Größe zur Modellbildung und wird im ersten Schritt mit der Werkstückhöhe  $h_{Wst}$  verglichen. Die Punkte  $P1$  und  $P2$  werden als Hilfsvariablen eingeführt und sind zu Beginn wie folgt definiert:

$$P1 = s = 0 \quad \text{und} \quad P2 = -h_{HS} \quad (6.2)$$

Da unter stabilen Bearbeitungsbedingungen eine konstante Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  angenommen wird, ist der zurückgelegte Vorschubweg  $s$  des Werkzeugs zu jedem Zeitpunkt  $t$  exakt bestimmbar.

$$s = v_f * t \quad \text{oder} \quad \Delta s = s_0 + v_f * \Delta t \quad (6.3)$$

Demnach kann die Schnitttiefe  $a_p$  mithilfe der eingeführten Hilfsvariablen zu jedem Zeitpunkt und jeder Phase des Bohrvorgangs wie folgt berechnet werden:

$$a_{p,Anschnitt} = s * \tan(\kappa) \quad (6.4)$$

$$a_{p,Vollbohren} = \frac{D}{2} \quad (6.5)$$

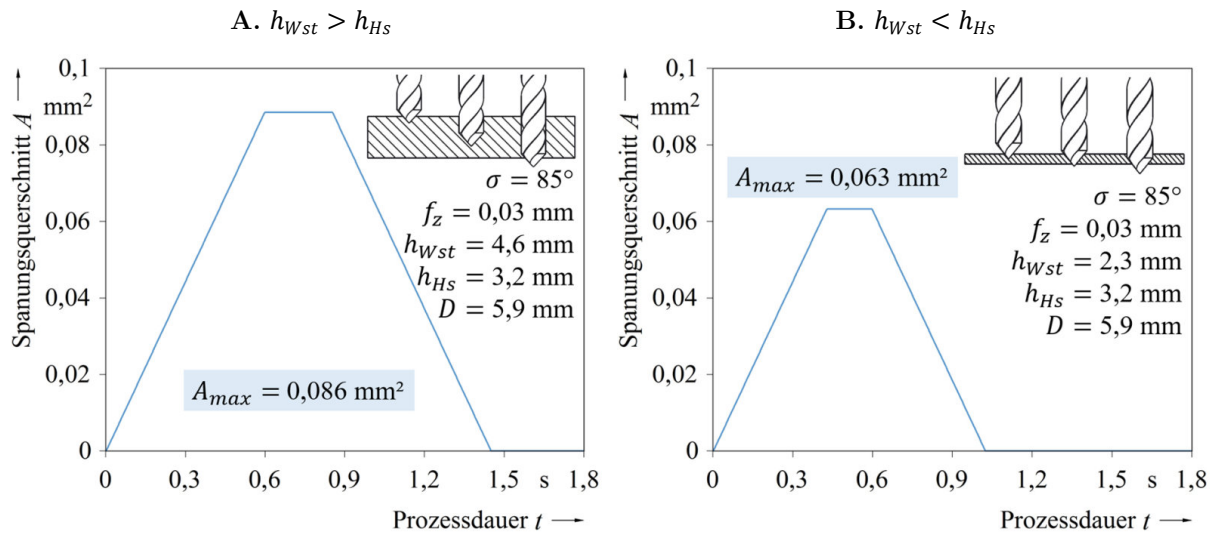
$$a_{p,Austritt} = \left(\frac{D}{2}\right) - [(s - h_{Wst}) * \tan(\kappa)] \quad (6.6)$$

Die Gleichungen (6.5) und (6.6) finden Gültigkeit, sofern die Werkstückhöhe  $h_{Wst}$  größer ist als die auf die Werkzeugachse projizierte Länge der Hauptschneide  $h_{HS}$  und ein Volleingriff gemäß Bild 6-3 A stattfinden kann. Ist diese Bedingung nicht erfüllt (siehe Bild 6-3 B), muss die Schnitttiefe in den Prozessphasen 2 und 3 abweichend berechnet werden. Die Beiden Hauptschneiden werden sich unter diesen Randbedingungen zu keinem Zeitpunkt über dem kompletten Werkzeugdurchmesser im Eingriff befinden. Die maximale Schnitttiefe  $a_p$  gemäß Gleichung (6.5) kann demnach nicht erreicht werden. Stattdessen muss die Schnitttiefe in den Phasen 2 und 3 des Bohrvorgangs wie folgt bestimmt werden:

$$a_{p,const} = h_{Wst} * \tan(\kappa) \quad (6.7)$$

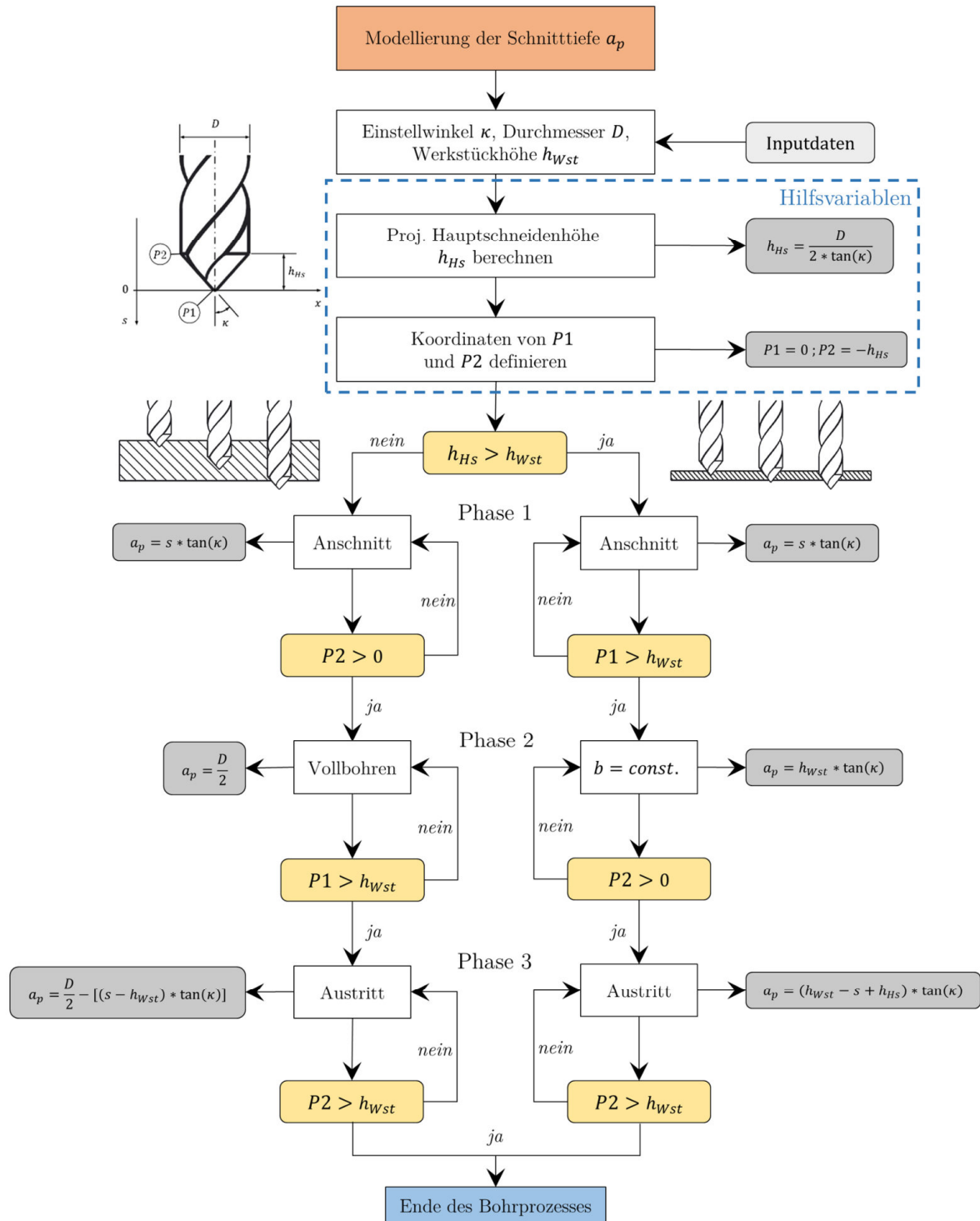
$$a_{p,Austritt} = (h_{Wst} - s + h_{HS}) * \tan(\kappa) \quad (6.8)$$

Für die Berechnung der Schnitttiefe in Phase 1 besteht hingegen kein Unterschied. Dieser Sachverhalt ist in Bild 6-4 visualisiert. Während die beiden Hauptschneiden des Spiralbohrers mit Durchmesser  $D = 5,9$  mm und Spitzenwinkel  $\sigma_{85^\circ}$  bei einer Werkstückhöhe  $h_{Wst} = 4,6$  mm vollständig eingreifen können, findet beim Probenmaterial mit halber Höhe lediglich ein partieller Volleingriff statt. Die maximale Schnitttiefe ist begrenzt. Demnach ist auch der Spanungsquerschnitt reduziert, was unmittelbare Auswirkungen auf den Kräfte- und Momentenbedarf hat.



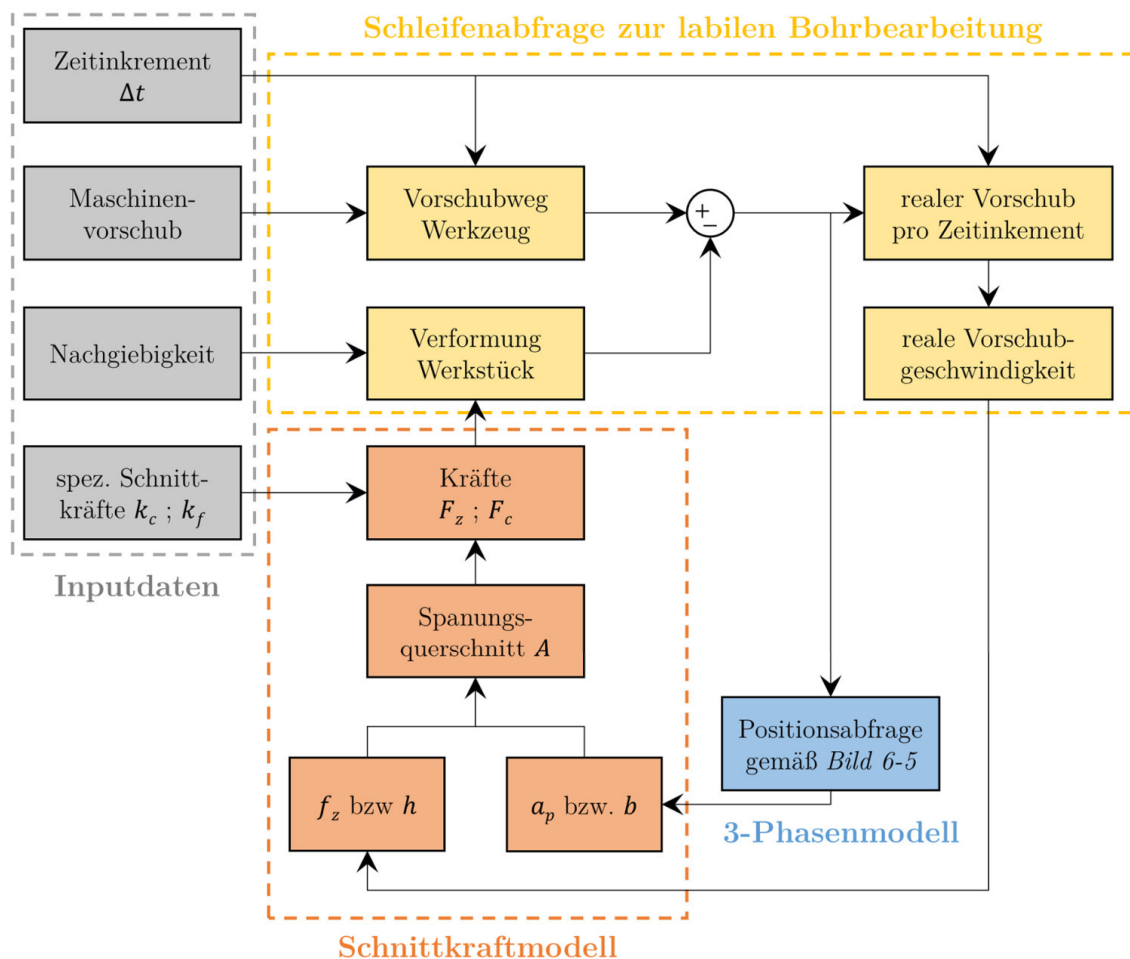
**Bild 6-4** Simulation des zeitabhängigen Spanungsquerschnittes  $A$  für den konventionellen Bohrprozess mit Spiralbohrer bei unterschiedlichen Materialdicken. **A.**  $h_{Wst} = 4,6 \text{ mm}$  und **B.**  $h_{Wst} = 2,3 \text{ mm}$ .

Um die Schnitttiefe und demnach auch den Spanungsquerschnitt zu jedem Zeitpunkt exakt bestimmen zu können, wurde der Algorithmus gemäß *Bild 6-5* entwickelt. Dafür werden zunächst mittels Werkzeug- und Werkstück-Kenndaten die dafür notwendigen Hilfsvariablen bestimmt. Unter Zuhilfenahme der Vorschubgeschwindigkeit kann dann zu jedem Zeitpunkt die exakte Werkzeugposition abgefragt werden, wodurch die integrierte Fallunterscheidung die phasenabhängige Berechnungsformel selektiert. Dieses Verfahren ist universal einsetzbar und wird ebenfalls im Modell des labilen Bohrprozesses implementiert.



**Bild 6-5** Algorithmus zur Modellierung der phasenabhängigen Schnitttiefe  $a_p$  zu jedem Zeitpunkt während eines konventionellen Bohrprozesses mit einem Spiralbohrer. Darstellung modifiziert nach [189].

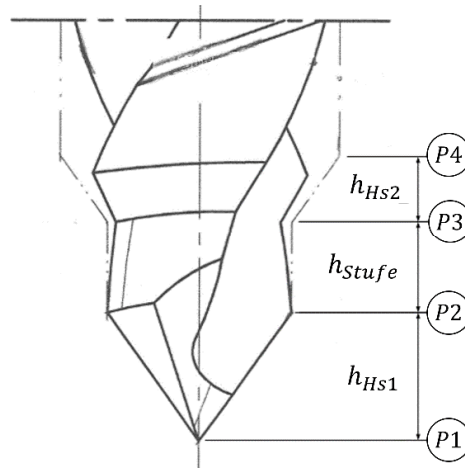
Das 3-Phasenmodell zur zeitabhängigen Schnitttiefenbestimmung wird nun für die Modellierung des instationären Bohrprozesses verwendet. Dies geschieht unter Verwendung eines Regelkreises, wie in *Bild 6-6* veranschaulicht. Sofern die wirkende Vorschubkraft  $F_z$  bekannt ist, ist es möglich in Verbindung mit der werkstoffspezifischen lokalen Nachgiebigkeit  $\delta$  die verursachte Durchbiegung zu bestimmen. Da die bewirkte Verformung in Vorschubrichtung orientiert ist, findet eine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück statt (vgl. *Abschnitt 5.1*). Diese Bewegung lässt sich durch Subtraktion der Durchbiegung von dem Vorschubweg des Werkzeuges beschreiben. Zur Unterscheidung zwischen dem Vorschubweg, welcher aus der festgelegten Vorschubgeschwindigkeit resultiert und jenem, welcher nach Abzug der Werkstückverformung berechnet wird, kann letzterer, analog zur relativen Vorschubgeschwindigkeit, als relativer Vorschubweg benannt werden. Mit dem Quotienten aus dem relativen Vorschubweg und dem Zeitinkrement  $\Delta t$  wird die tatsächliche Vorschubgeschwindigkeit berechnet. Eine verringerte Vorschubgeschwindigkeit hat einen reduzierten Spanungsquerschnitt und demnach kleinere Prozesskräfte zur Folge, wodurch wiederum die Werkstückverformung beeinflusst wird.



**Bild 6-6** Regelkreis zur Modellierung von instationären Bohrprozessen mit variierender relativer Vorschubgeschwindigkeit. Darstellung modifiziert nach [189].

Die Berechnung der Schnitttiefe erfolgt mithilfe der Berechnungsvorschrift nach *Bild 6-5*. Simultan wird bei der labilen Prozessmodellierung mittels einer Schleifenabfrage die Ermittlung der tatsächlichen Vorschubgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück bestimmt, wodurch in einem weiteren Schritt der Spanungsquerschnitt und die angepassten Prozesskräfte beschrieben werden können. Damit ist es möglich die Spanungsgrößen  $f_z$  oder  $h$  und  $a_p$  oder  $b$  in Abhängigkeit von der herrschenden Schnitt- und Vorschubkraft zu einem beliebigen Zeitpunkt  $t$  für instationäre Bohrprozesse zu bestimmen. Die Kraftberechnung erfolgt letztlich durch das Schnittkraftmodell, welches in den nachfolgenden Abschnitten beschrieben wird.

Um auch die Stufenwerkzeuggeometrie in der Simulation zu berücksichtigen, muss die Definition der Hilfsvariable  $P2$  geändert und die weiteren Hilfsvariablen  $P3$  und  $P4$  müssen ergänzend eingeführt werden. Die Zusammenhänge sind durch *Bild 6-7* und die Gleichungen (6.9) bis (6.11) veranschaulicht.



**Bild 6-7** Ergänzende Hilfsvariablen zur Anwendung des Phasenmodells für Stufenbohrer.

$$P2 = -h_{Hs1} \quad (6.9)$$

$$P3 = -h_{Hs1} - h_{Stufe} \quad (6.10)$$

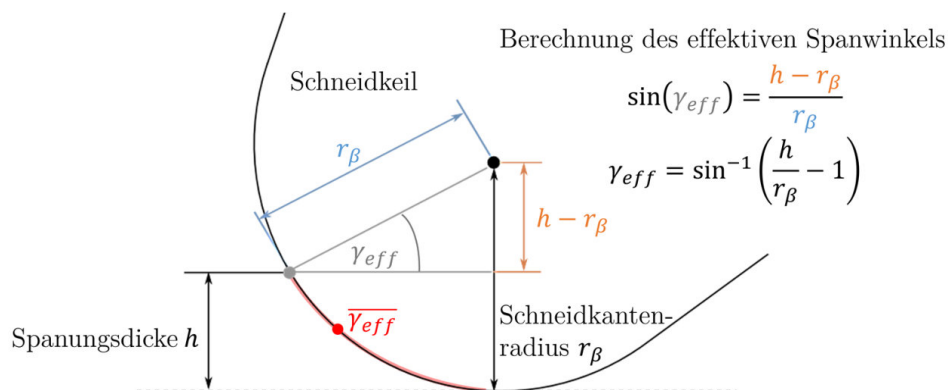
$$P4 = -h_{Hs1} - h_{Stufe} - h_{Hs2} \quad (6.11)$$

Der Grundalgorithmus aus *Bild 6-5* zur Berechnung der Schnitttiefe ändert sich dadurch nicht. Allerdings muss der Abgleich mit der Werkstückhöhe  $h_{Wst}$  und damit die Unterscheidung zwischen partiellem Eingriff und Volleingriff jeweils für beide projizierten Hauptschneidenlängen  $h_{Hs1}$  und  $h_{Hs2}$  durchgeführt werden. Die Gesamtschnitttiefe ergibt sich dann aus der Summe der Schnitttiefen der Vollbohrstufe und der Aufbohrstufe. Die Umsetzung aller beschriebenen Algorithmen als Regelkreis erfolgt mit der Software Matlab Simulink der Fa. MathWorks in der Version 16.4a.

## 6.2 Berücksichtigung des Verschleißes im Schnittkraftmodell

Wie bereits in *Abschnitt 2.4* dargelegt worden ist, bedarf das Berechnungsmodell nach *Kienzle* unterschiedlicher Korrekturfaktoren, um die Zerspankraftberechnung an prozessbedingte Geometrieänderungen am Werkzeug anzupassen. Diese können beim konventionellen Bohrprozess mit  $h \gg r_\beta$  beispielsweise durch eine Änderung der Zerspankraftkomponenten je Grad Winkeländerung angegeben werden (vgl. *Abschnitt 2.4*, *Bild 2-19*). Bei der CFK-Bearbeitung stellt insbesondere die Schneidkantenverrundung eine solche Geometrieänderung dar. Diese bewegt sich für die Zerspanung von CFK-Bauteilen mit Duroplastmatrix im Bereich der Spanungsdicke. Damit hat sie erheblichen Einfluss auf den wirkenden Spanwinkel und muss in der Modellierung besonders berücksichtigt werden. In der Metallbearbeitung kann davon ausgegangen werden, dass sich die Winkelkorrektur aufgrund von  $h \gg r_\beta$  in erster Linie auf den geschliffenen Spanwinkel des Werkzeuges bezieht und damit in einem verhältnismäßig kleinen Winkelintervall angewandt wird. Im Gegensatz dazu stellt bei der CFK-Bearbeitung der verrundete Anteil des Schneidkeils den primären Kontaktpunkt mit dem Material dar und hat Spanwinkeländerungen bis in den mittleren, negativen, zweistelligen Bereich zur Folge. Die gängige Spanwinkelkorrektur aus der Metallbearbeitung muss daher für die Modellierung der Makrozerspanung in CFK bei praxisnahen Maschinenparametern in Frage gestellt werden.

Die Berechnung des effektiven Spanwinkels in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und von der Spanungsdicke für die Mikrozerspanung ist aus [52] bekannt. Die geometrischen Verhältnisse sind an dieser Stelle nochmals in *Bild 6-8* veranschaulicht. Hierbei wird deutlich, dass der berechnete Spanwinkel nur für einen einzelnen Schneidenpunkt auf der Keilgeometrie gültig ist. Es muss aber davon ausgegangen werden, dass auch alle weiteren Schneidenpunkte im Intervall von 0 mm bis  $h$  den effektiven Spanwinkel nachhaltig beeinflussen.



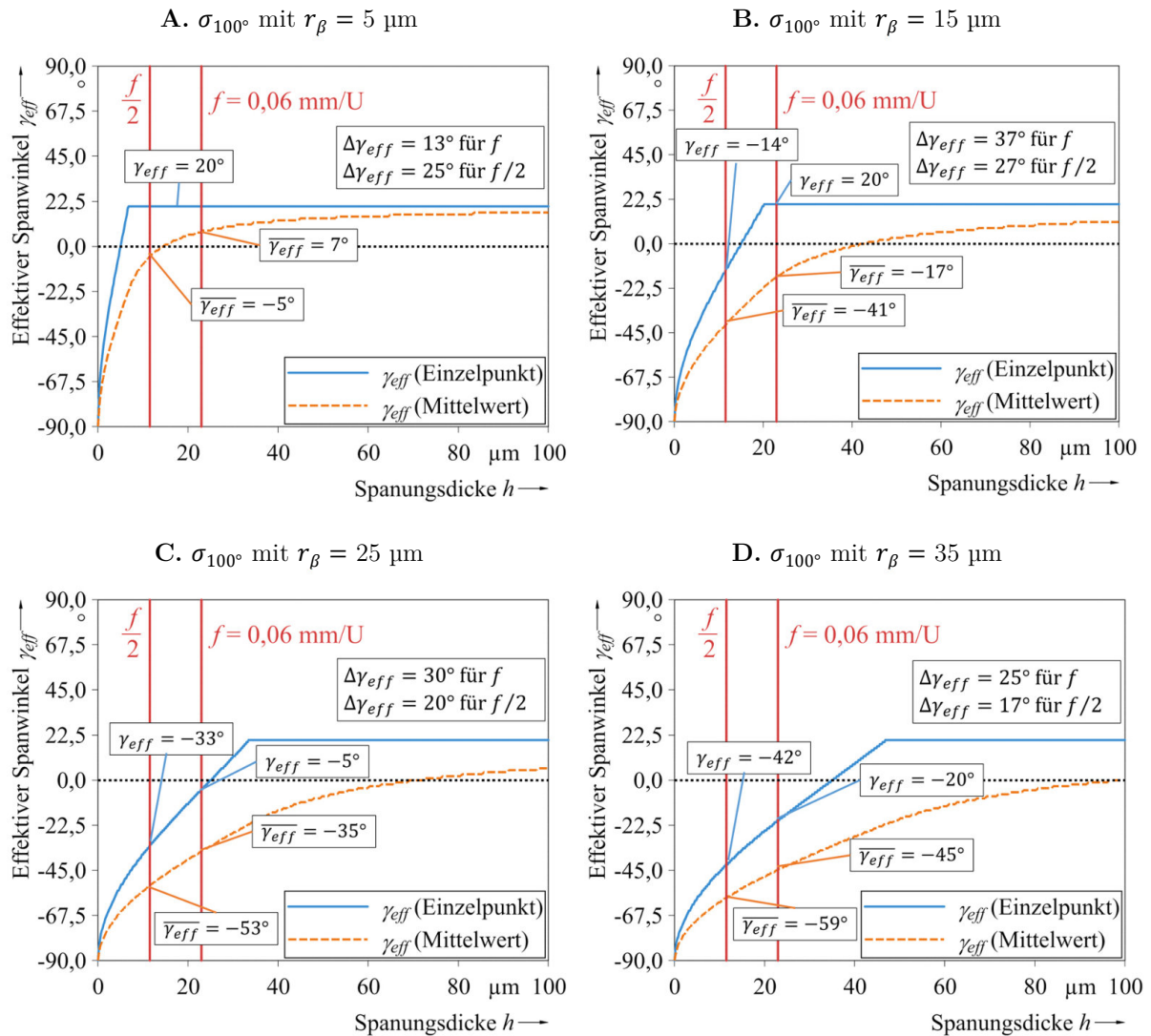
**Bild 6-8** Berechnung des effektiven Spanwinkels in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und von der Spanungsdicke für die Mikrozerspanung.



Um diesen Umstand Rechnung zu tragen kann der mittlere Spanwinkel  $\overline{\gamma_{eff}}$  nach Gleichung (6.12) mit  $r_\beta = const$  berechnet werden.

$$\overline{\gamma_{eff}} = \frac{\int_0^h \gamma_{eff}(h) dh}{h} \quad (6.12)$$

Mit Blick auf die schematische Darstellung in Bild 6-8 ergibt sich eine Differenz  $\Delta\gamma_{eff}$ , welche nachfolgend genauer beleuchtet werden soll. Hierzu zeigt Bild 6-9 die berechneten Spanwinkel  $\overline{\gamma_{eff}}$  und  $\gamma_{eff}$  in Abhängigkeit von der Spanungsdicke  $h$  für unterschiedliche Schneidkantenverrundungen  $r_\beta$ . Für die Berechnungen wurde exemplarisch ein Spitzenwinkel von  $100^\circ$  und ein geschliffener Spanwinkel von  $20^\circ$  an der Hauptschneidenmitte angenommen.



**Bild 6-9** Vergleich des einzelpunktbezogenen und des mittleren effektiven Spanwinkels in Abhängigkeit von unterschiedlichen Verschleißzuständen A.  $r_\beta = 5 \mu\text{m}$ , B.  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ , C.  $r_\beta = 25 \mu\text{m}$  und D.  $r_\beta = 35 \mu\text{m}$ .

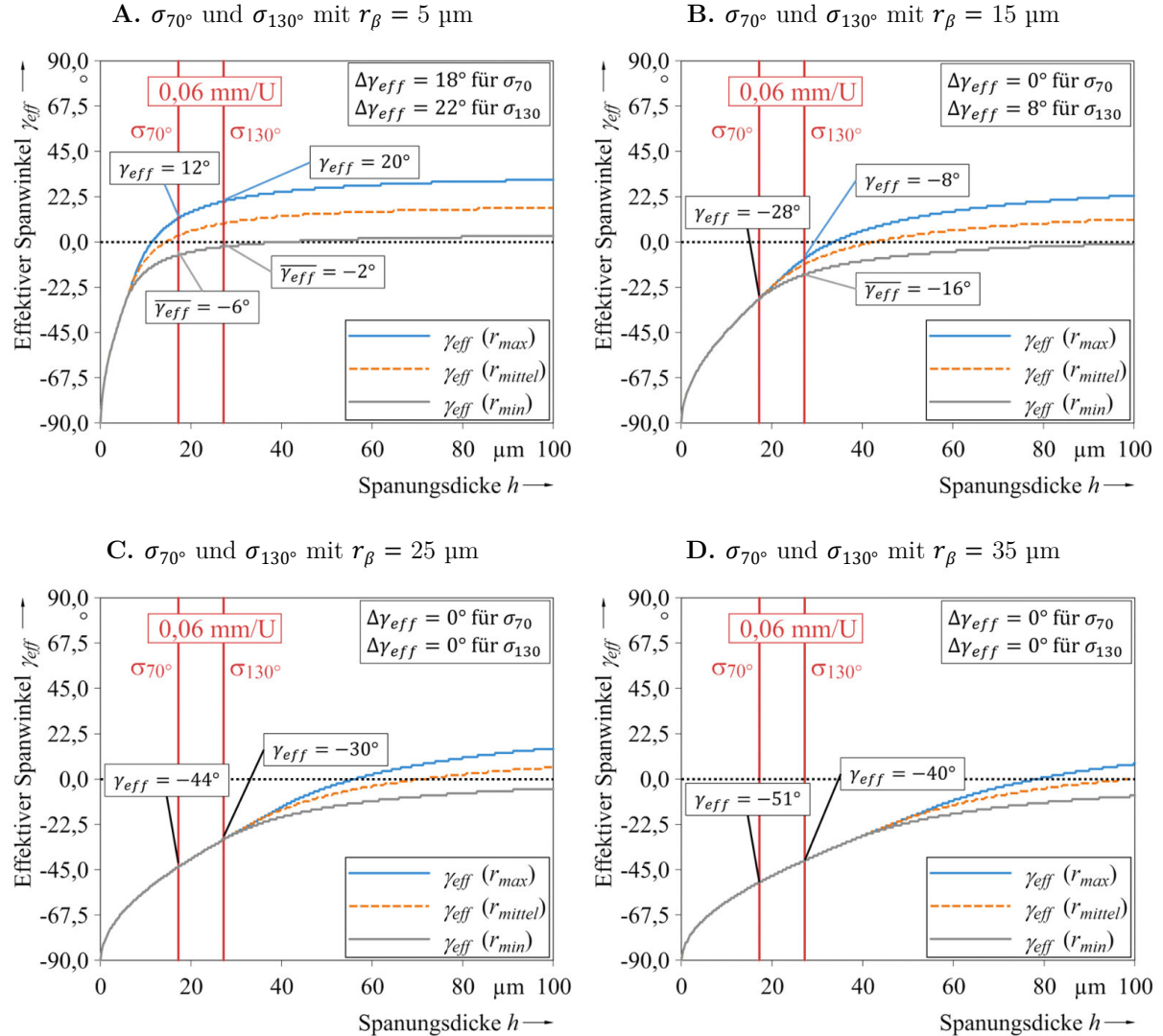
Als Maschinenparameter wurde entsprechend der experimentellen Untersuchungen  $f = 0,06 \text{ mm/U}$  gewählt. Für den labilen Bearbeitungsprozess ist ein geringerer Vorschub mit  $f/2$  zum Vergleich in die Diagramme eingezeichnet. Betrachtet man den aus der Literatur bekannten effektiven Spanwinkel, ist der Übergang von der verrundeten Schneidkante zur geschliffenen Spanfläche von besonderem Interesse. In der Logik des einzelpunktbezogenen effektiven Spanwinkels nach *Bild 6-8* kann  $\gamma_{eff}$  nur solange angenommen werden, bis das Nennmaß des Werkzeugschliffes erreicht ist. Der Knick in der Kurve resultiert daher aus der Fallunterscheidung gemäß *Gleichung (6.13)*:

$$\gamma_{eff}(h) = \begin{cases} \sin^{-1}\left(\frac{h}{r_\beta} - 1\right) & \text{wenn } \gamma_{eff} < \gamma \\ \gamma = const & \text{wenn } \gamma_{eff} \geq \gamma \end{cases} \quad (6.13)$$

Sobald  $\gamma_{eff} \geq \gamma$  erfüllt ist verbleibt  $\gamma_{eff}(h)$  ab diesem Zeitpunkt auf konstantem Niveau von  $20^\circ$ . Bezieht man sich auf den eingestellten Maschinenvorschub von  $0,06 \text{ mm/U}$  bedeutet dies, das für die geringen Schneidkantenverrundungen von  $5 \text{ }\mu\text{m}$  und  $15 \text{ }\mu\text{m}$  der geschliffene Spanwinkel angenommen werden muss, obwohl ggf. über die Hälfte der Werkstückkontaktzone einen deutlich geringeren Wert des Spanwinkels aufweist. Erst die beiden höheren Verschleißzustände weisen gemäß der Anwendung von *Gleichung (6.13)* verringerte effektive Spanwinkel von  $-5^\circ$  und  $-20^\circ$  auf.

Mittels *Gleichung (6.12)* erfolgt die Mittelung aller effektiven Spanwinkel an allen Schneidenpunkten im Intervall von  $0 \text{ mm}$  bis  $h$ . Dadurch verringert sich der mittlere effektive Spanwinkel  $\overline{\gamma_{eff}}$  bereits bei einem Schneidkantenradius von  $5 \text{ }\mu\text{m}$  von  $20^\circ$  auf  $7^\circ$  bzw. auf  $-5^\circ$ . Bei der CFK-Zerspanung mit VHM-Werkzeugen kann diese Schneidenschärfe nur für eine geringe Anzahl von Bohrungen aufrechterhalten werden. Für höhere, praxisnahe Schneidkantenverrundungen von  $15 \text{ }\mu\text{m}$  bis  $25 \text{ }\mu\text{m}$  sind laut Berechnung Werte zwischen  $-17^\circ$  und  $-35^\circ$  realistisch. Geht man zusätzlich von einer labilen Bearbeitung mit prozessbedingt verringertem Maschinenvorschub  $f/2$  aus, verringert sich der angesprochene Spanwinkelbereich weiter auf  $-41^\circ$  bis  $-53^\circ$ . Die Entwicklung des mittleren effektiven Spanwinkels in Abhängigkeit vom Spitzenwinkel und vom Bohrerradius ist ergänzend in nachfolgendem *Bild 6-10* zusammengefasst. In der Abbildung wird ersichtlich, dass die unterschiedlichen Spitzenwinkel erwartungsgemäß bei gleichbleibendem Vorschub unterschiedliche Spanungsdicken liefern. Daher verringert sich auch mit abnehmendem Spitzenwinkel der mittlere effektive Spanwinkel. Da alle Versuchswerkzeuge einen Spiralwinkel von  $35^\circ$  aufweisen wurde für den maximalen Werkzeugradius  $r_{max}$  dieser Wert als Spanwinkel angenommen.

In Richtung der Querschneide dient bei halbem Werkzeugradius  $r_{\text{mittel}}$  ein Spanwinkel von  $20^\circ$  und im Bohrerzentrum bei  $r_{\text{min}}$  ein Spanwinkel von  $5^\circ$  als Stützwert zur Veranschaulichung der radiusabhängigen Entwicklung des mittleren effektiven Spanwinkels.



**Bild 6-10** Abhängigkeit des mittleren effektiven Spanwinkels  $\overline{\gamma_{\text{eff}}}$  vom radiusabhängigen Spanwinkelschliff bei den Schneidkantenradien **A.**  $r_\beta = 5 \mu\text{m}$ , **B.**  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ , **C.**  $r_\beta = 25 \mu\text{m}$  und **D.**  $r_\beta = 35 \mu\text{m}$ .

Abgesehen von  $r_\beta = 5 \mu\text{m}$  ergeben sich unter Annahme dieser Winkel stets negative effektive Spanwinkel für die verwendeten Maschinenparameter. Dies ist ein Hauptmerkmal des ploughing-dominierten Zerspanprozesses. Gleichzeitig findet bzgl. der geschliffenen Makrogeometrie der Hauptschneiden eine Spanwinkeländerung über den Bohreradius statt. Diese hat aber vernachlässigbare Auswirkungen auf die geometrischen Verhältnisse in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück an der Hauptschneide. Bei einer Schneidkantenverrundung von  $15 \mu\text{m}$  und einem Spitzenwinkel von  $130^\circ$  sinkt die maximale Spanwinkeldifferenz über den Bohreradius bereits auf  $8^\circ$  für einen Maschinenvorschub von  $0,06 \text{ mm/U}$ .

Für niedrige Spitzenwinkel ist die Differenz in diesem Werkzeugzustand gleich null. Hinsichtlich der Modellierung können die Zerspanbedingungen an der Hauptschneide dementsprechend über den gesamten Bohrerradius als konstant angesehen werden. Für die Bestimmung der spezifischen Schnittkräfte bedeutet dies, dass die spezifische Vorschubkraft und die spezifische Schnittkraft für die Makrozerspannung von CFK in Abhängigkeit vom Quotienten  $h/r_\beta$  bestimmt werden können. Folglich ist für die Berechnung der Schnittkraft  $k_c$  folgende *Gleichung (6.14)* gültig.

$$k_c = \frac{F_c}{b * h} = k_{c.r1} * \left( \frac{h}{r_\beta} \right)^{-m_{c.r1}} \quad (6.14)$$

$k_{c.r1}$  beschreibt hierbei den Grundwert der spezifischen Schnittkraft für  $h/r_\beta = 1$ . Durch die Multiplikation mit  $b * h$  und die Erweiterung des Terms mit  $r_\beta/r_\beta$  ergibt sich *Gleichung (6.15)* in Anlehnung an die gängige Schnittkraftgleichung nach *Kienzle*.

$$F_c = k_{c.r1} * r_\beta * b * \left( \frac{h}{r_\beta} \right)^{(1-m_{c.r1})} \quad (6.15)$$

Analog zur Schnittkraft  $F_c$  lässt sich die Vorschubkraft  $F_f$  nach *Gleichung (6.16)* berechnen:

$$F_f = F_z = k_{f.r1} * r_\beta * b * \left( \frac{h}{r_\beta} \right)^{(1-m_{f.r1})} \quad (6.16)$$

Die Grundwerte der spezifischen Zerspankräfte  $k_{c.r1}$  und  $k_{f.r1}$  bilden die Basis für das Berechnungsmodell der Zerspankräfte (vgl. *Abschnitt 6.1, Bild 6-6*) und werden für die unterschiedlichen Spitzenwinkel im nachfolgenden *Abschnitt 6.3* bestimmt. Eine Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes für die gegebenen Zerspanungsbedingungen kann in der Konsequenz direkt durch die modifizierte Schnittkraftgleichung erfolgen.

### 6.3 Ermittlung der verfahrensbezogenen spezifischen Schnittkräfte

Die Ermittlung der spezifischen Vorschubkraft und der spezifischen Schnittkraft wurde im Rahmen der Hauptversuchsreihe aus *Abschnitt 5.1* durchgeführt. An jedem der drei Untersuchungspunkte ( $r_{\beta,1} - r_{\beta,3}$ ) wurden die spezifischen Schnittkräfte für vier unterschiedliche Spanungsdicken  $h$  gemäß den Ausführungen in *Abschnitt 2.4* bestimmt.

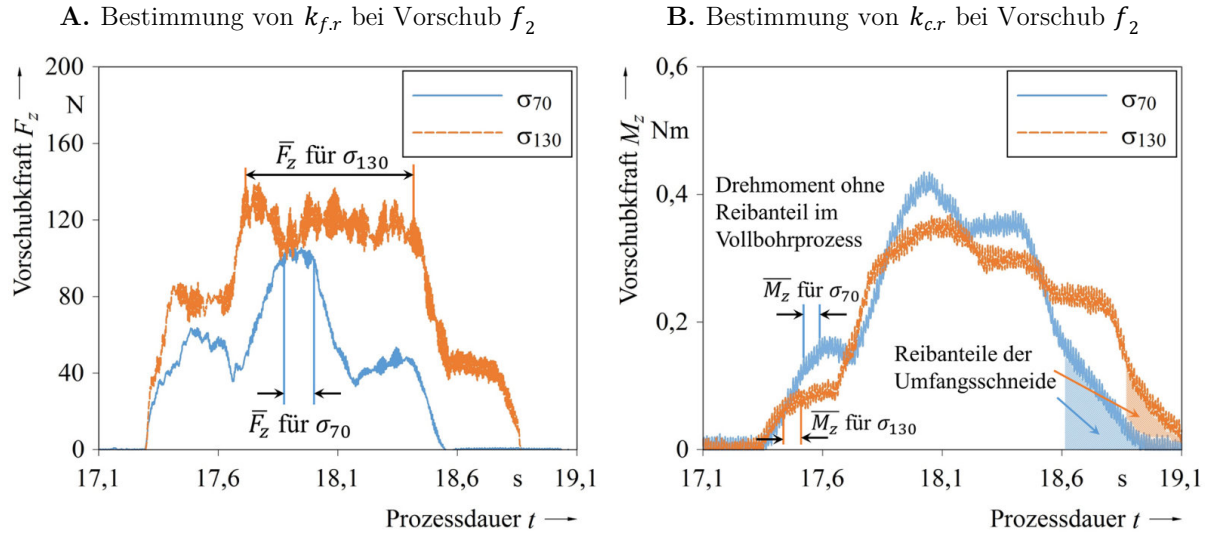
Ergänzend zu den drei vorhandenen Verschleißzuständen wurde die spezifische Schnittkraft auch für den schleifscharfen Werkzeugzustand ( $r_{\beta,0} = 4,8 \mu\text{m} - 8,9 \mu\text{m}$ ) sowie einen weiteren hochverschlissenen Werkzeugzustand ( $r_{\beta,4} = 40,4 \mu\text{m} - 50,3 \mu\text{m}$ ) bei allen vier Spitzenwinkelgeometrien ermittelt. In *Tabelle 6-1* sind die Maschinenparameter für die unterschiedlichen Spitzenwinkel zusammengefasst. Da für alle Werkzeuge die gleichen Spanungsdicken  $h$  angenommen wurden, ändern sich entsprechend den geometrischen Verhältnissen der Vorschub pro Zahn  $f_z$  und damit auch die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$ .

**Tabelle 6-1:** Spitzenwinkelspezifische Vorschubswerte zur bestimmung der spezifischen Vorschubkraft  $k_{f,r1}$  und der spezifischen Schnittkraft  $k_{c,r1}$ .

Bestimmung der spezifischen Schnittkräfte				
Vorschub	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$f_4$
Spanungsdicke $h$ in mm	0,01	0,04	0,08	0,12
Spitzenwinkel 70°				
Vorschub $f_z$ in mm	0,017	0,070	0,139	0,209
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$ in mm/min	188	752	1504	2257
Spitzenwinkel 85°				
Vorschub $f_z$ in mm	0,015	0,059	0,118	0,178
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$ in mm/min	159	638	1277	1916
Spitzenwinkel 100°				
Vorschub $f_z$ in mm	0,013	0,052	0,104	0,157
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$ in mm/min	140	563	1126	1690
Spitzenwinkel 130°				
Vorschub $f_z$ in mm	0,011	0,044	0,088	0,132
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$ in mm/min	119	476	950	1424

Aufgrund der sehr guten Reproduzierbarkeit der Kraftmessungen und der Vernachlässigbarkeit der resultierenden Austrittsdelamination wurde die Bohrungsanzahl im Gegensatz zur labilen Bearbeitung pro spezifischem Kraftwert auf zwei reduziert. Da jede Bohrung eine Erhöhung des Verschleißzustandes mit sich bringt wurden die Vorschubwerte  $f_1$  bis  $f_4$  für jede Werkzeuggeometrie und jeden Untersuchungspunkt einmal in aufsteigender und nachfolgend in absteigender Reihenfolge angewandt. Durch diese Vorgehensweise können der Einfluss und damit die Verschiebung des Schneidkantenradius im Mittel ausgeglichen werden. An jedem Untersuchungspunkt können somit die spezifischen Vorschub- und Schnittkräfte auf einen einzelnen durchschnittlichen Schneidkantenradius bezogen werden.

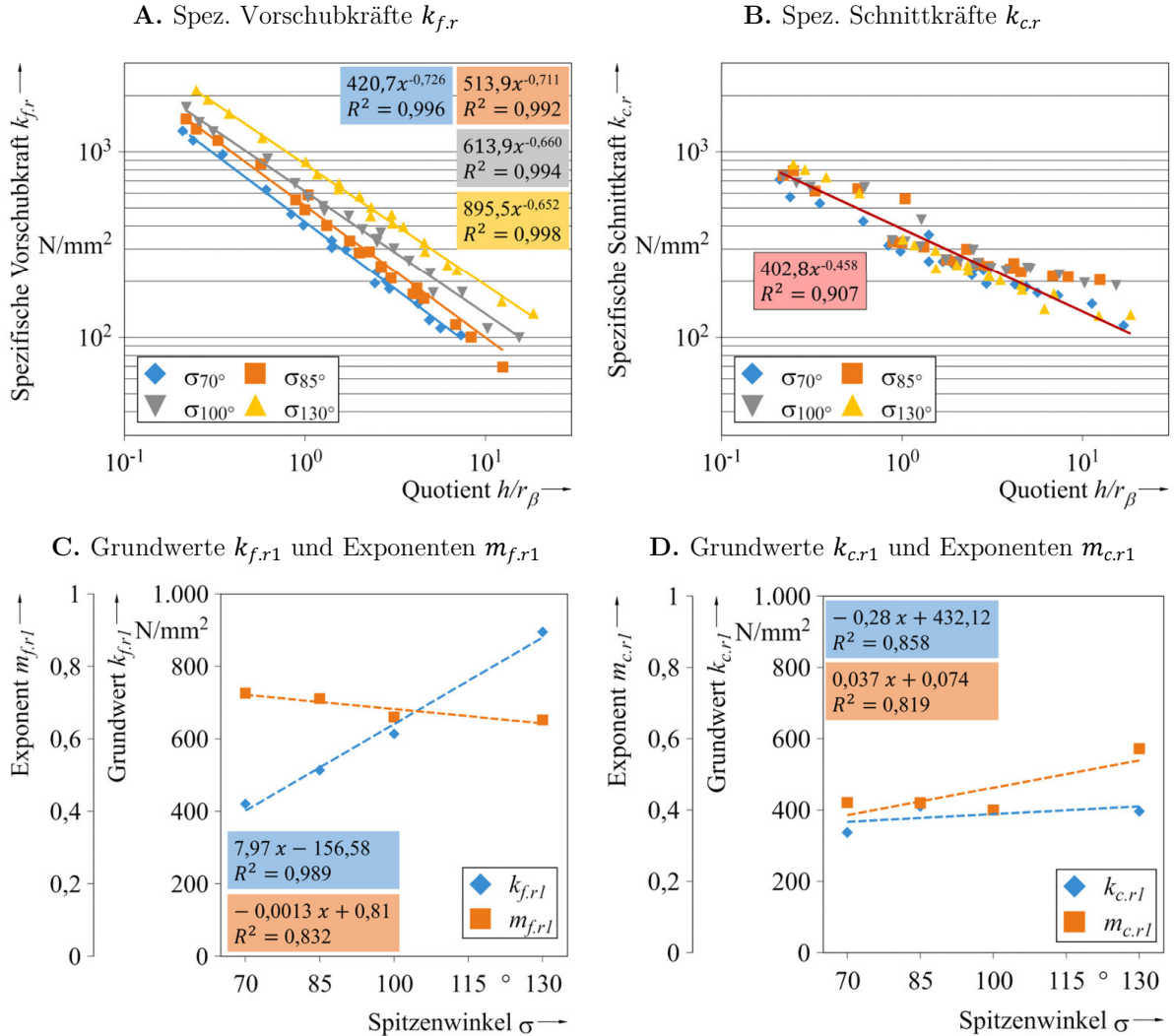
Die Ermittlung der absoluten Kraft- und Drehmomentwerte ist in nachfolgendem *Bild 6-11* veranschaulicht. Die Auswertung beschränkt sich dabei auf das Vollbohren für  $\overline{M}_z$  und den Volleingriff der Hauptschneiden inklusive der Querschneide für  $\overline{F}_z$ .



**Bild 6-11** Exemplarische Darstellung der Ermittlung der Kraftkomponenten A.  $\overline{F}_z$  und B.  $\overline{M}_z$  zur Bestimmung der spezifischen Kraftwerte.

Aus der Abbildung wird ersichtlich, dass die maximale Vorschubkraft als Mittelwert des gesamten Zeitraums des Volleingriffs des Werkzeuges bis kurz vor dem Austritt der Querschneide ausgewertet wird. Die Prozessdauer einer einzelnen Bohrung ist für die Bestimmung der spezifischen Kraftwerte doppelt so hoch, wie bei vergleichbaren Bohrprozessen der bisherigen Versuchsreihen. Die Ursache hierfür ist, dass das Probenmaterial für die Kennwertermittlung aufgedoppelt wurde. Dadurch können auch für kleinere Spitzenwinkel konstante Schnittbedingungen über einen längeren Zeitraum gewährleistet werden. Das ist insbesondere bei den höheren Vorschubwerten  $f_3$  und  $f_4$  notwendig. Die Ermittlung des Drehmoments erfolgt kurz nach dem Volleingriff der Vollbohrstufe im Werkstück. Das Intervall zur Mittelwertbildung ist dadurch deutlich kleiner. Jedoch kann nur so ausgeschlossen werden, dass die Reibung an der Umfangsschneide das Drehmoment verfälscht. Gleichzeitig sind dadurch höhere Streuungen bei der Bestimmung der spezifischen Schnittkraft zu erwarten. Aufgrund des höchsten Hebelarms  $r$  bis zum Lastangriffspunkt an der Umfangsschneide können schon geringe Reibungskräfte nahezu eine Verdopplung des Drehmoments bewirken. Der Reibanteil der Umfangsschneide beträgt in *Bild 6-11* beispielsweise 0,15 Nm bzw. 37-40 % von  $M_{z,max}$ ). Für die Umrechnung des Drehmoments in die Schnittkraftkomponente wird  $r/2$  als Lastangriffspunkt angenommen [103].

Wird die spezifische Vorschubkraft und die spezifische Schnittkraft über den aktuell herrschenden Spanungsquerschnitt  $A$  berechnet und anschließend über den Quotienten  $h/r_\beta$  doppelt-logarithmisch aufgetragen, ergeben sich für die unterschiedlichen Spitzenwinkel die spezifischen Kraftkurven sowie die zugehörigen Grundwerte der spezifischen Zerspankräfte gemäß *Bild 6-12*.



**Bild 6-12** Ergebnisse der Ermittlung der verfahrensbezogenen spezifischen Kraftkomponenten. **A.** spez. Vorschubkräfte, **B.** spez. Schnittkräfte und **C./D.** Zusammenfassung der Grundwerte und Exponenten in Abhängigkeit vom Spitzenwinkel.

Die Anstiegswerte  $m_{c,r,l}$  und  $m_{f,r,l}$  können als unabhängig vom Spitzenwinkel angesehen werden. Sie verbleiben auf näherungsweise konstantem Niveau mit  $m_{c,r,l} = 0,464^{+0,108}_{-0,064}$  für die spezifische Schnittkraft und  $m_{f,r,l} = 0,687^{+0,039}_{-0,035}$  für die spezifische Vorschubkraft. Die hohe Abweichung von  $m_{c,r,l}$  bei  $\sigma_{130^\circ}$  ist hinsichtlich der restlichen Spitzenwinkel als Ausreißer zu bewerten. Auch für den Grundwert der spezifischen Schnittkraft  $k_{c,r,l}$  kann bei einem Wert von  $402^{+8}_{-6}$  N/mm<sup>2</sup> kein Einfluss des Spitzenwinkels festgestellt werden.

Die Ausrichtung der Schneide zur Faser hat für die Schnittkraft in Laminebene bei gleichbleibendem Lagenaufbau demnach keinen Einfluss und bestätigt gleichzeitig die Annahme näherungsweise konstanter Schnittbedingungen des ploughing-dominierten Zerspanprozesses für die Makrozerspanung von CFK. Bezüglich der spezifischen Vorschubkraft ist hingegen eindeutig eine Korrelation zwischen dem Spitzenwinkel und dem Grundwert  $k_{f,r1}$  ersichtlich. Dies bedeutet, dass bei gleichem Zahnvorschub nicht nur die spanungsdickenabhängige Änderung der Vorschubkraft erfolgt, sondern dass auch die Richtung der Krafteinleitung durch den Spitzenwinkel beeinflusst wird. Die Entwicklung der unterschiedlichen spitzenwinkelspezifischen Grundwerte  $k_{f,r1}$  lässt sich durch eine Geradengleichung annähern und es kann eine Steigung von  $7,97 \text{ N/mm}^2$  pro Grad-Spitzenwinkel angegeben werden ( $R^2 = 0,989$ ).

## 6.4 Generelle Anwendung und Bewertung des Modellansatzes

Das modifizierte Schnittkraftmodell erlaubt die Berücksichtigung verschiedener Simulationsparameter. Dazu gehören der Werkzeugverschleiß an den Hauptschneiden, die lokale Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition und die geometrischen Verhältnisse von Stufen- und Spiralbohrern. Darüber hinaus sind auch die Materialdicke und die Maschinenparameter einstellbare Eingangsgrößen für den Berechnungsalgorithmus. Die nachfolgende Analyse soll das Verhalten der Simulation bzgl. dieser Parameter diskutieren und gleichzeitig die Grenzen des Modellansatzes aufzeigen. Hierzu erfolgt eine qualitative Betrachtung der berechneten Kraftkurven sowie ein Abgleich unterschiedlicher Kennwerte aus der Simulation mit den experimentellen Untersuchungen aus *Abschnitt 5.3*. Die Betrachtung des zeitabhängigen Verlaufs der Vorschubkraft und der Schnittkraft erfolgt getrennt voneinander.

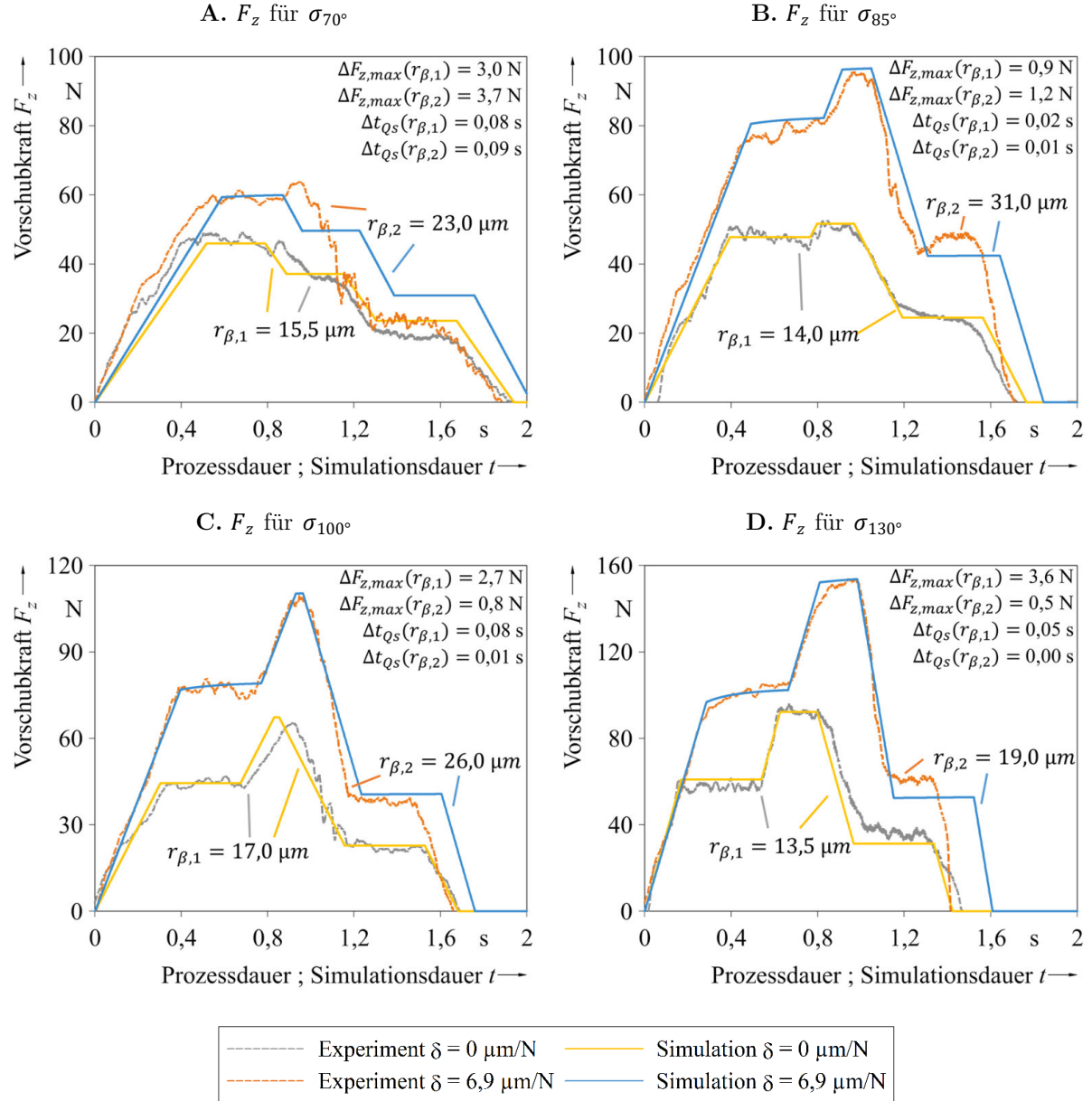
### a. Simulation der Vorschubkraft $F_z$

*Bild 6-13* zeigt den exemplarischen Vergleich der Simulationsergebnisse mit dem Experiment für lokale Nachgiebigkeiten unterhalb des Grenzbereichs von  $\delta = 0 \text{ }\mu\text{m/N}$  bis  $6,9 \text{ }\mu\text{m/N}$ . Für jeden Spitzenwinkel wurde die Berechnung bei jeweils zwei Schneidkantenradien durchgeführt. Als Materialdicke wurden  $4,56 \text{ mm}$  angenommen. In den Diagrammen sind außerdem die absoluten Abweichungen der maximalen Vorschubkraft  $F_{z,max}$  und des Zeitpunktes des Querschneidenaustrittes  $t_{Qs}$  aufgeführt.

Im Vergleich ist der Stufenbohrer mit  $70^\circ$  Spitzenwinkel das einzige Werkzeug bei welchem die Querschneide austritt, bevor der Aufbohrprozess beginnt. Dadurch wird die maximale Vorschubkraft gleich zu Beginn des Prozesses im Vollbohrprozess erreicht. Die Gesamtlast reduziert sich anschließend in zwei Stufen.



Im ersten Schritt herrscht eine konstante Spanbreite  $b$ , da der Austrittsprozess der Vollbohrstufe und der Eintrittsprozess der Aufbohrstufe gleichzeitig stattfinden. Der letzte Abschnitt entspricht einem reinen Aufbohrprozess.



**Bild 6-13** Abgleich der Modellierung von  $F_z$  mit dem Experiment bei den lokalen Nachgiebigkeiten  $0 \mu\text{m/N}$  und  $6,9 \mu\text{m/N}$  für unterschiedliche Spitzenwinkel bei variierender Schneidkantenverrundung.

Die drei restlichen Werkzeuggeometrien entsprechen in ihrem Verhalten dem charakteristischen Kraftverlauf eines Stufenbohrers, allerdings weisen nur die Spitzenwinkel  $100^\circ$  und  $130^\circ$  tatsächlich einen Volleingriff aller Hauptschneiden auf. Die Maximallast des Werkzeuges mit  $85^\circ$  Spitzenwinkel resultiert hingegen ebenfalls durch einen Zustand konstanter Spanbreite  $b$ . Der Querschneidenaustritt erfolgt hier erst nach dem Beginn des Aufbohrprozesses.

Im Experiment hat die Erhöhung des Schneidkantenradius und die gleichzeitige Änderung der lokalen Nachgiebigkeit von  $0 \mu\text{m}/\text{N}$  auf  $6,9 \mu\text{m}/\text{N}$  in erster Linie einen Offset der Vorschubkraft zur Folge. Die gesamte Prozessdauer ändert sich nur geringfügig, wird aber tendenziell kleiner. Trotz des geringfügigen Steifigkeitsverlustes kommt an dieser Stelle bereits die erhöhte Vorschubgeschwindigkeit beim Werkzeugaustritt zum Tragen. Die Simulation berücksichtigt auch beim Werkzeugaustritt den Gleichgewichtszustand zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit und bildet Geschwindigkeitsänderungen durch den Rückfederprozess nicht ab. Daher entstehen vor allem für den höheren Schneidkantenradius größere Abweichungen bzgl. der Gesamtprozessdauer im Experiment. Absolut betrachtet liegt die simulierte Prozessdauer beim stabilen Bohrprozess um  $5 \text{ ms}$  bis  $51 \text{ ms}$  und bei labiler Bohrbearbeitung ( $\delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$ ) um  $103 \text{ ms}$  bis  $191 \text{ ms}$  über den experimentellen Messwerten. Der Querschneidenaustritt lässt sich hingegen bei allen Prozessen mit einer Abweichung  $\Delta t_{Qs} < 100 \text{ ms}$  vorhersagen.

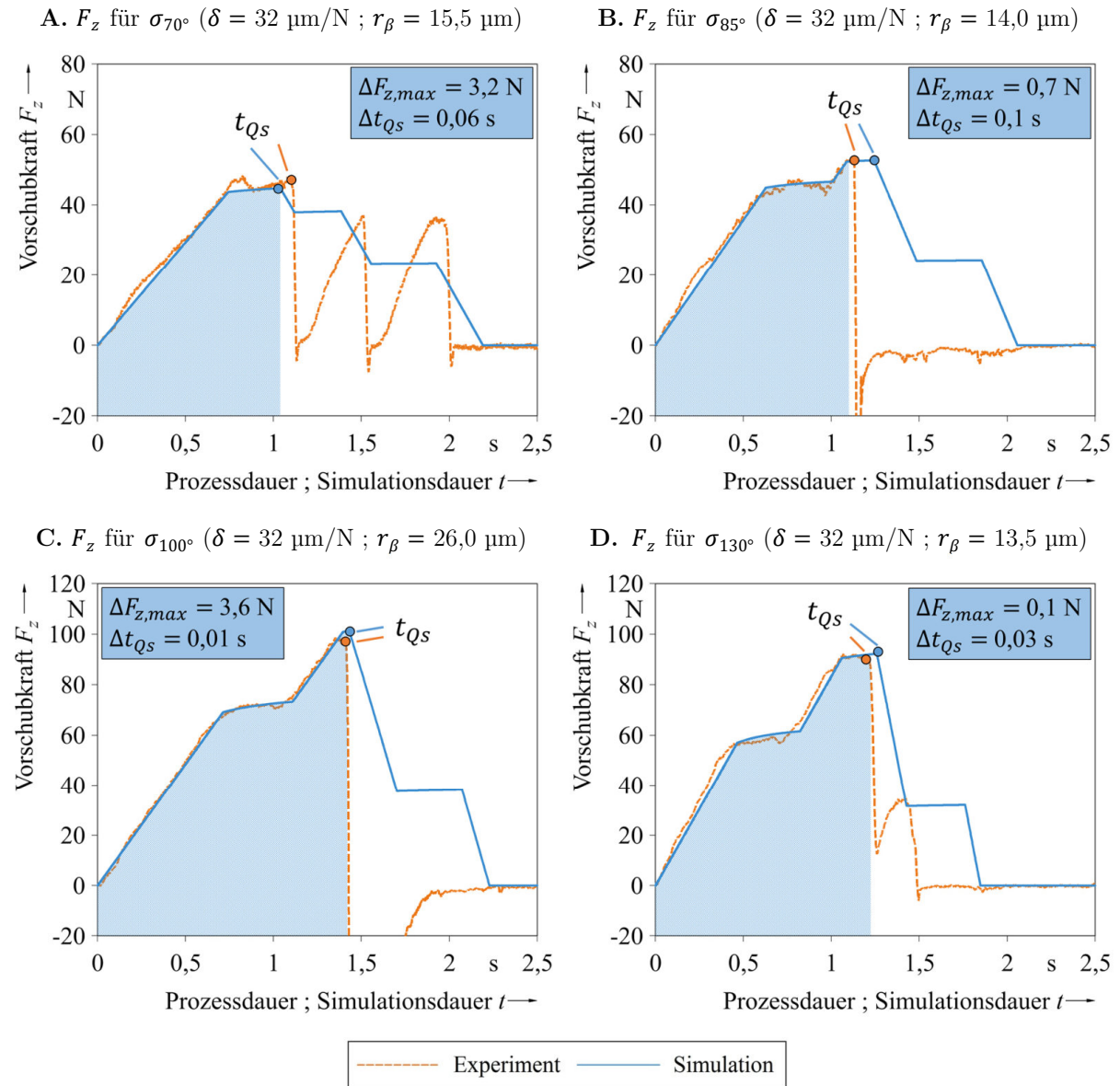
Unterteilt man die Bohrprozesse aus *Bild 6-13* jeweils in die Abschnitte Vollbohren, Volleingriff und Aufbohren, so können die prozentualen Abweichungen der einzelnen Kraftniveaus in der nachfolgenden *Tabelle 6-2* zusammengefasst werden. Ist die Hauptschneidenlänge größer als die Werkstückdicke, so ist der Volleingriff in der Tabelle mit einer konstanten Spanungsbreite  $b$  gleichzusetzen ( $\sigma = 70^\circ$  und  $\sigma = 85^\circ$ ).

**Tabelle 6-2** Prozentuale Abweichung der Kraftniveaus von Experiment zur Simulation in *Bild 6-13* unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Bohrphasen.

Werkzeuggeometrie Bearbeitungsbedingungen		Prozentuale Abweichung der Simulation		
		Vollbohren	Volleingriff oder $b = \text{const.}$	Aufbohren
$\sigma = 70^\circ$	$r_\beta = 15,5 \mu\text{m} ; \delta = 0 \mu\text{m}/\text{N}$	$- 8,0 \%$	$- 4,4 \%$	$+ 3,1 \%$
	$r_\beta = 23 \mu\text{m} ; \delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$	$- 1,2 \%$	-	$+ 32,5 \%$
$\sigma = 85^\circ$	$r_\beta = 14 \mu\text{m} ; \delta = 0 \mu\text{m}/\text{N}$	$- 0,4 \%$	$+ 1,6 \%$	$- 1,4 \%$
	$r_\beta = 31 \mu\text{m} ; \delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$	$+ 4,9 \%$	$+ 2,6 \%$	$- 9,2 \%$
$\sigma = 100^\circ$	$r_\beta = 11 \mu\text{m} ; \delta = 0 \mu\text{m}/\text{N}$	$+ 1,4 \%$	$+ 4,5 \%$	$+ 7,1 \%$
	$r_\beta = 26 \mu\text{m} ; \delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$	$+ 2,7 \%$	$+ 2,6 \%$	$+ 6,4 \%$
$\sigma = 130^\circ$	$r_\beta = 13,5 \mu\text{m} ; \delta = 0 \mu\text{m}/\text{N}$	$+ 5,9 \%$	$+ 0,5 \%$	$- 14,3 \%$
	$r_\beta = 29 \mu\text{m} ; \delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$	$+ 1,1 \%$	$+ 1,3 \%$	$- 13,2 \%$
Mittlere prozentuale Abweichung			$\pm 4,4 \%$	

Die mittlere prozentuale Abweichung der Simulation zu den entsprechenden Kraftniveaus im Experiment beträgt  $\pm 4,4 \%$ . Dabei wurde bei  $70^\circ$  Spitzenwinkel die Messkurve mit  $r_\beta = 23 \mu\text{m}$  und  $\delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$  als Ausreißer betrachtet und nicht berücksichtigt. Durch den kleinen Spitzenwinkel bei der labilen Bohrbearbeitung sind nur zwei von drei konstanten Kraftniveaus erkennbar und es ergibt sich durch die erhöhte relative Vorschubgeschwindigkeit ein fließender Übergang zum Aufbohrprozess. Gleichzeitig weist dieser die höchste Abweichung mit  $+32,5 \%$  auf.

Sehr hohe Rückfedergeschwindigkeiten ergeben sich gemäß *Abschnitt 5.3* erst mit Überschreiten der unteren Grenze des Übergangsbereichs zwischen  $\delta = 6,9 \mu\text{m}/\text{N}$  bis  $19,4 \mu\text{m}/\text{N}$ . Für die qualitative Beurteilung des Modells bei ausgeprägten Rückfederprozessen wurde dementsprechend eine lokale Nachgiebigkeit von  $32,3 \mu\text{m}/\text{N}$  gewählt.



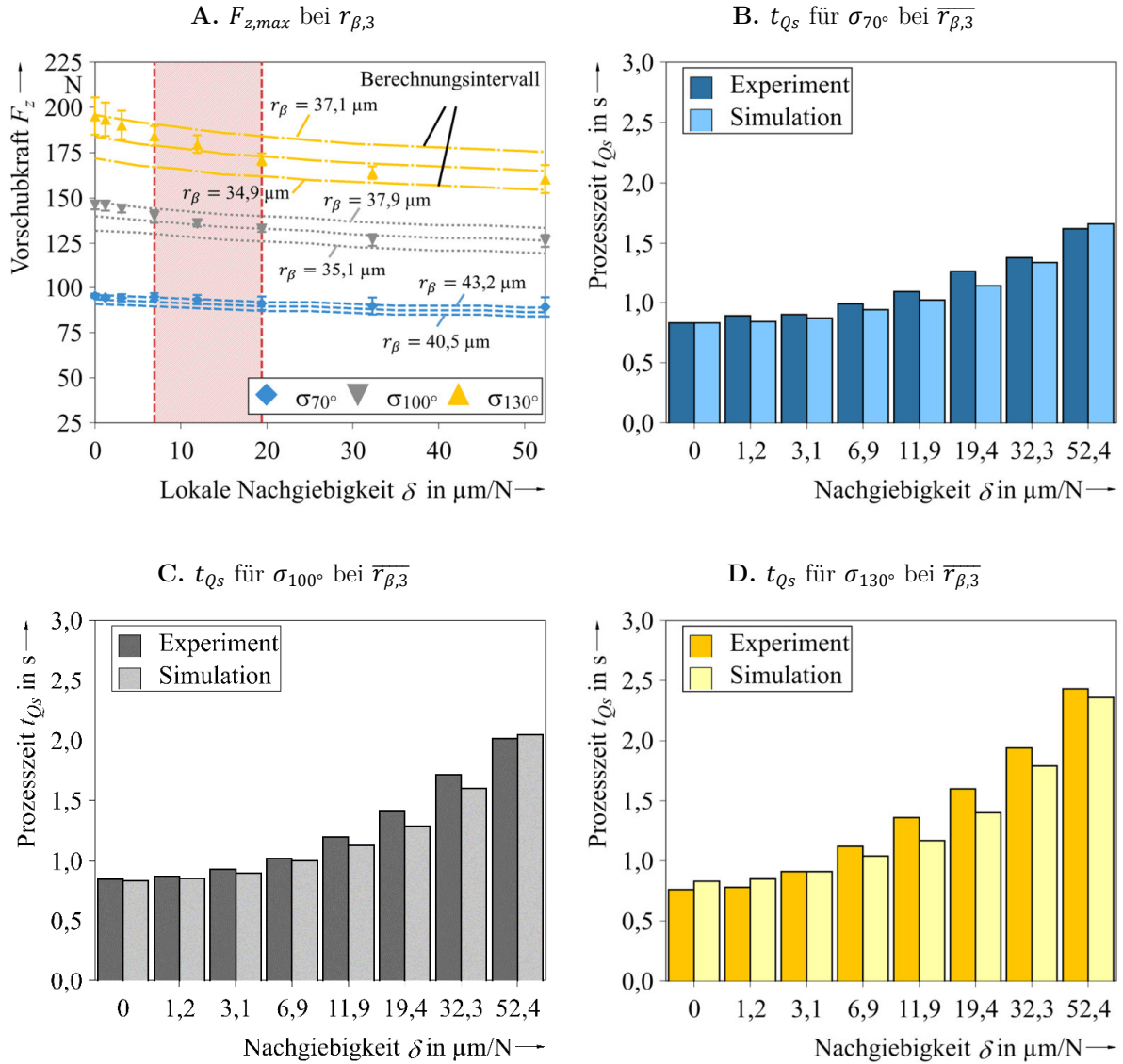
**Bild 6-14** Abgleich der Modellierung von  $F_z$  mit dem Experiment bei der lokalen Nachgiebigkeiten von  $32 \mu\text{m}/\text{N}$  für unterschiedliche Spitzenwinkel bei variierender Schneidkantenverrundung.

Da der grundsätzliche Einfluss der Schneidkantenverrundung auf die Kraftkurve bereits im vorherigen Abschnitt erläutert wurde, wird diese Betrachtung der Übersichtlichkeit halber für die labile Bohrbearbeitung nicht durchgeführt. *Bild 6-14* fasst die simulierten und die experimentell ermittelten Kraftkurven aller Spitzenwinkelgeometrien zusammen. Abgesehen von der Erhöhung der lokalen Nachgiebigkeit, sind die restlichen Randbedingungen der Bohrbearbeitung unverändert geblieben. Betrachtet man die labilen Bohrprozesse bis zum Zeitpunkt des Querschneidenaustritts, so ist die Abweichung des simulierten Kraftniveaus sowie die Vorhersage des Zeitpunktes des Querschneidenaustritts übereinstimmend mit den zuvor beschriebenen Simulationsergebnissen. Es wird aber deutlich, dass die Kurven mit dem Beginn stark ausgeprägter Rückfederprozesse nicht mehr miteinander korrelieren. Damit werden die Tendenzen bestätigt, welche sich bereits in *Bild 6-13* angedeutet haben.

Das Berechnungsmodell basiert auf einer Abfolge von Gleichgewichtszuständen in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit und vom aktuellen Spanungsquerschnitt. Mit Austritt der Querschneide reduziert sich die Vorschubkraft zunächst um den Querschneidenanteil der Gesamtlast. Das entstehende Ungleichgewicht zwischen der Federkraft des Werkstückes und der aktuell herrschenden Vorschubkraft kann durch den Regelkreis nicht berücksichtigt werden, da es sich hierbei um eine sprunghafte Änderung der Prozessbedingungen handelt. Somit wird die Erhöhung der relativen Vorschubgeschwindigkeit nicht abgebildet. Des Weiteren wurde in *Abschnitt 5.1* deutlich, dass der Rückfederprozess von der Werkzeuggeometrie und dem Werkzeugverschleiß abhängig ist. Dabei ist insbesondere der Spitzenwinkel maßgeblich für die Ausprägung des labilen Bohrprozess und verhindert ggf. ein vollständiges Rückfedern über die Nulllage hinaus (vgl. *Bild 6-14 D*). Dieser Einfluss der Werkzeugmakrogeometrie ist unabhängig vom Spanungsquerschnitt und kann somit nicht berücksichtigt werden.

Ergänzend dazu muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass ploughing-dominierte Zerspanprozesse für die CFK-Bearbeitung nur bei entsprechend geringen Spanungsdicken  $h$  angenommen werden können. Genau genommen erfolgt während des kurzzeitigen Rückfederns ein scherdominierter Zerspanprozess, für welchen die ermittelten spezifischen Schnittkräfte nicht mehr gültig sind.

Beschränkt man sich auf die Betrachtung der maximal auftretenden Vorschubkraft, so wurde in den experimentellen Untersuchungen festgestellt, dass bei höheren Verschleißzuständen eine Verringerung derselben mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit auftritt. Ein Bewertungskriterium für das Modell muss daher sein, dass diese Wechselwirkung im Modell berücksichtigt werden kann.



**Bild 6-15** Quantitativer Abgleich von Experiment und Simulation für  $\sigma_{70^\circ}$ ,  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $r_{\beta,3}$ . Abweichungen der **A.** maximalen Vorschubkräfte und der **B.** Prozessdauer bis zum Querschneidenaustritt in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit.

Bild 6-15 A zeigt die experimentell ermittelten maximalen Vorschubkräfte in Abhängigkeit von der lokalen Nachgiebigkeit aus der Hauptversuchsreihe in Abschnitt 5.3. Für die Werkzeuge mit  $70^\circ$ ,  $100^\circ$  und  $130^\circ$ -Spitzenwinkel bewegt sich die Schneidkantenverrundung bei dem dargestellten Untersuchungspunkt 3 insgesamt zwischen  $r_{\beta,3} = 34,9 \mu\text{m}$  und  $43,2 \mu\text{m}$ . Ergänzend wurde für jede der Werkzeuggeometrien die maximale Vorschubkraft mit dem Berechnungsmodell ermittelt. Dargestellt ist ein Berechnungsintervall, welches sich aus dem minimalen und dem maximalen gemessenen Schneidkantenradius der verwendeten Werkzeuge ergibt.

Grundsätzlich zeigt der Vergleich eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment, wobei insbesondere die Vorschubkraftreduktion bei hohen lokalen Nachgiebigkeiten nachgebildet werden kann. Während sich die experimentell ermittelten Vorschubkräfte der höheren lokalen Nachgiebigkeiten eher unterhalb der mittleren Schneidkantenverrundung ansiedeln, ist für die geringeren Nachgiebigkeitswerte ein gegensätzlicher Trend zu erkennen. Die Ursache hierfür liegt in der Bohrreihenfolge, bei welcher stets die erste Bohrung bei höchster lokaler Nachgiebigkeit erstellt wurde und die achte bzw. letzte Bohrung bei stabilen Bearbeitungsbedingungen. Eine Umkehr der Reihenfolge zur Eliminierung der Verschiebung der Schneidkantenverrundung gemäß der Schnittkraftermittlung in *Abschnitt 6.3* kann in diesem Fall nicht angewandt werden, da dies die Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition beeinflussen würde.

*Bild 6-15 C-D* stellen die zugehörigen experimentell ermittelten und simulierten Prozesszeiten bis zum Querschneidenaustritt dar. Als Schneidkantenradius wurde der Mittelwert des dargestellten Intervalls in *Bild 6-15 A* angenommen. Die durchschnittliche zeitliche Abweichung beträgt für alle Werkzeuggeometrien 69,9 ms wobei die errechneten Zeiten meist geringer sind als die experimentellen Werte. Dabei treten die höchsten Abweichungen für den Spitzenwinkel  $130^\circ$  auf, welcher gleichzeitig die höchsten Vorschubkräfte und Verformungswerte aufweist.

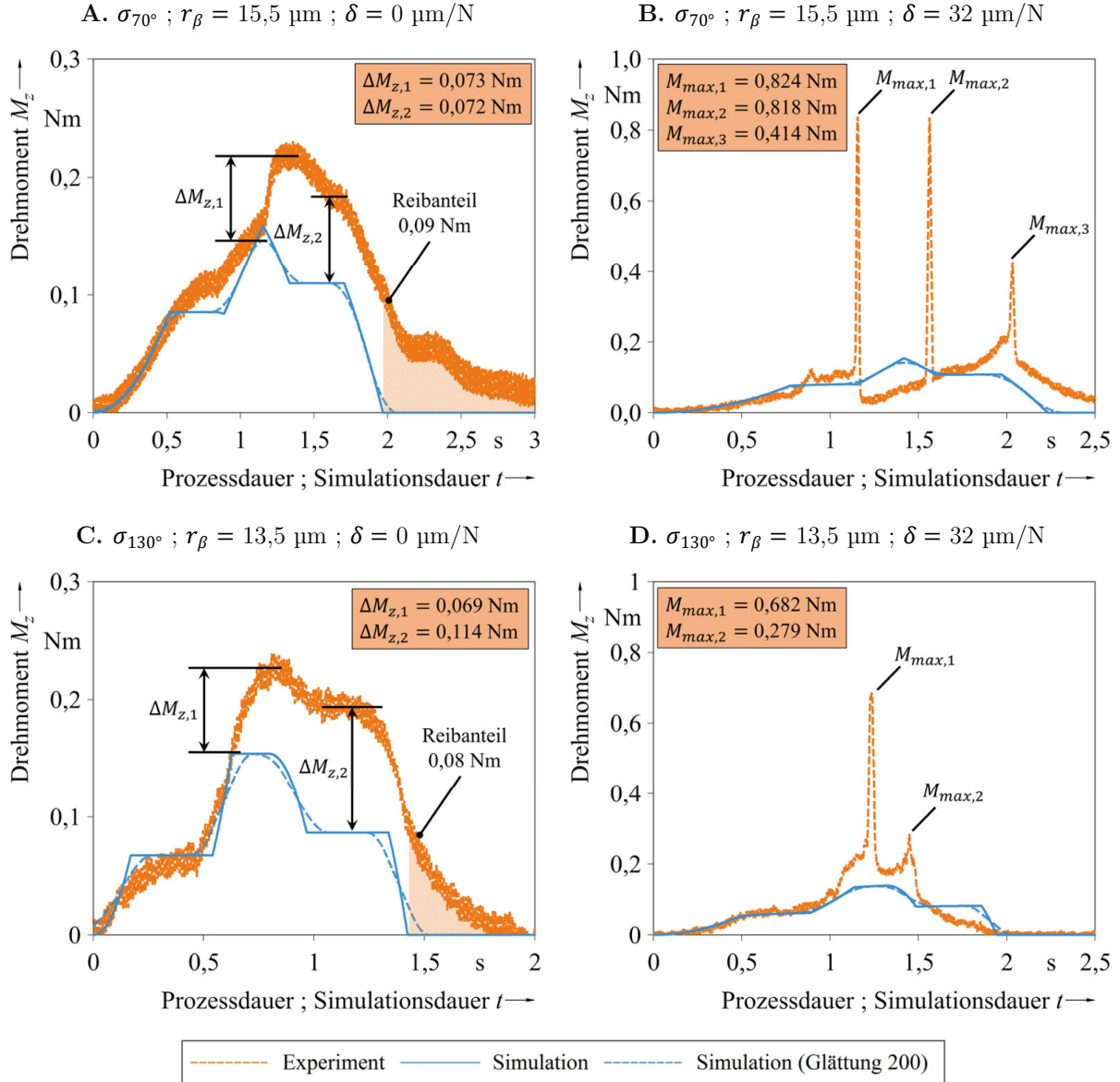
## **b. Simulation der Schnittkraft $F_c$**

Abgesehen vom Kraftniveau müssen die Kraftkurven der Vorschubkraft  $F_z$  und der Schnittkraft  $F_c$  qualitativ identisch sein. Den zeitabhängigen Kraftwerten desselben Bearbeitungsprozesses liegt letztlich derselbe Spanungsquerschnitt zu Grunde. Somit ist eine Beurteilung der zeitlichen Abweichungen an dieser Stelle nicht mehr notwendig. Da bei allen Experimenten jeweils das Drehmoment gemessen wurde, wird die simulierte Schnittkraft für einen Abgleich mit den Lastangriffspunkt an den Hauptschneiden berechnet. Dieser kann zeitabhängig aus  $a_p$  abgeleitet werden und verschiebt sich stetig von der Querschneide ausgehend nach außen, sofern keine konstante Spanungsbreite vorliegt. Zur Beurteilung des Modells bzgl. der Schnittkraftberechnung werden nachfolgend die beiden Extremwerte der Spitzenwinkel betrachtet. Dabei beschränkt sich die Diskussion ausschließlich auf das Drehmoment.

*Bild 6-16* zeigt die qualitative Analyse des Berechnungsmodells zur Schnittkraftberechnung auf Basis des Drehmoments für einen Spitzenwinkel von  $70^\circ$  und  $130^\circ$ . Im dargestellten Vergleich der stabilen Bohrbearbeitung zum labilen Bohrprozess bei einer lokalen Nachgiebigkeit von  $32,3 \mu\text{m}/\text{N}$  beträgt der Schneidkantenradius  $15,5 \mu\text{m}$  bzw.  $13,5 \mu\text{m}$ .



Die ungefilterte Simulationskurve des zeitabhängigen Drehmoments weist klar definierte Übergänge zwischen den einzelnen Bohrphasen auf. Die fließende Verschiebung des mittleren Lastangriffpunktes der Schnittkraft  $F_c$  kann erst durch eine Glättung des zeitdiskret berechneten Signals erreicht werden. Im Diagramm wurde hierfür eine gleitende Mittelwertbildung über 200 Einzelwerte gewählt.

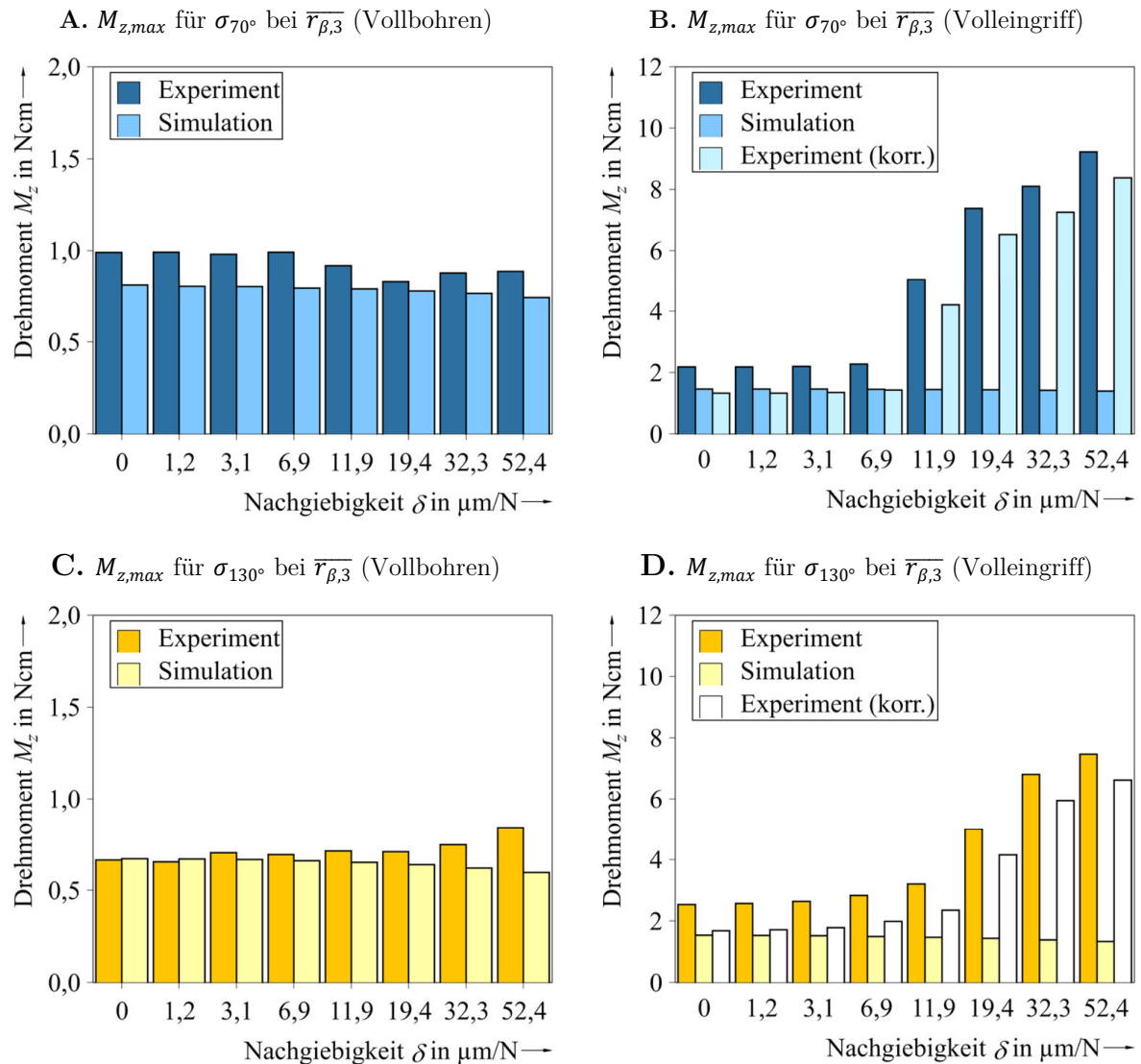


**Bild 6-16** Qualitativer Abgleich des Simulationsmodells zur zeitabhängigen Berechnung der Schnittkraft mit den experimentellen Messdaten auf Basis des Drehmoments  $M_z$ .

Durch diese Mittelwertbildung stimmen die Kraftkurven aus der Simulation und aus dem Experiment bei der stabilen Bohrbearbeitung qualitativ überein. Nichtsdestotrotz weisen die experimentell ermittelten Messdaten einen deutlichen Offset auf. Dieser kann durch Reibungseffekte an der Umfangsschneide erklärt werden.

Die exakte Berücksichtigung dieses Effekts über den Spanungsquerschnitt ist nicht möglich, da einerseits die Länge der Kontaktzone an der Umfangsschneide in Abhängigkeit von der aktuellen Bohrungstiefe eine Rolle spielt und andererseits die stetige, verschleißbeeinflusste Verjüngung des Bohrwerkzeugs eine weitere variable Größe darstellt. Des Weiteren kann eine gleichmäßige Spanbildung während des gesamten Bearbeitungsprozesses nicht vorausgesetzt werden.

Da die Berechnung der Vorschubkraft und der Schnittkraft auf dem gleichen Berechnungsalgorithmus basiert, zeigt auch das Drehmoment für hohe lokale Nachgiebigkeiten Abweichungen bzgl. der Berücksichtigung der Änderungen der relativen Vorschubgeschwindigkeit beim Rückfederprozess. Diese sind insbesondere durch die Drehmoment-Peaks aufgrund des mehrfachen ( $\sigma_{70^\circ}$ ) oder einfachen ( $\sigma_{130^\circ}$ ) Rückfederns des Werkstückes deutlich sichtbar.



**Bild 6-17** Quantitativer Abgleich von Experiment und Simulation für  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $r_{\beta,3}$ . Abweichungen der maximalen Drehmomente  $M_z$  beim A./C. Vollbohren und beim B./D. Volleingriff bzw.  $b = \text{const.}$



Geht man bei der stabilen Bohrbearbeitung von einem vollständigen Austritt der Werkzeuge gemäß der dargestellten Simulationsdauer aus, so ist das verbleibende Drehmoment zu diesem Zeitpunkt der experimentellen Messung als Reibungsanteil anzusehen. Dieser Anteil beträgt in den dargestellten Diagrammen im Mittel 0,085 Nm und verringert sich aufgrund der Verjüngung des Bohrwerkzeuges mit zunehmenden Vorschubweg bis auf null. *Bild 6-17* zeigt diesbezüglich den quantitativen Abgleich von Experiment und Simulation für alle verwendeten lokalen Nachgiebigkeiten der Hauptversuchsreihe des einseitig eingespannten Biegebalkens.

Hierzu wurde für 70° und 130° Spitzenwinkel jeweils das maximale Drehmoment beim Vollbohren sowie das maximale Drehmoment des gesamten Bohrprozesses ausgewertet. Die Simulationswerte des Vollbohrprozesses befinden sich auf nahezu konstantem Niveau, allerdings ist mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit ein geringfügig abnehmender Trend zu beobachten. Gemäß den Ausführungen in der experimentellen Analyse wird in der Berechnung berücksichtigt, dass der maximale Spanungsquerschnitt bei labiler Bearbeitung nicht vollständig erreicht wird. In den experimentellen Werten kann dieser Trend nicht eindeutig identifiziert werden, da die geringen Drehmomente auch hier bereits von Reibungseinflüssen verfälscht werden. Insgesamt weist der 70° Spitzenwinkel die höheren Drehmomente beim Vollbohren auf, da der Spanungsquerschnitt durch die höhere Spanbreite  $b$  größer ausfällt. Dies stellt auch die Ursache für die höheren Abweichungen zu den Simulationswerten bei 70° Spitzenwinkel dar, da eine größere Menge an Spanpartikel erhöhte Reibungskräfte im Bohrprozess zur Folge hat.

Im Gegensatz zum Vollbohrprozess werden beim Abgleich der maximalen Drehmomente des gesamten Bohrprozesses drei Kennwerte betrachtet. Zum einen die reinen Mess- und Simulationsdaten und zum anderen ein um den konstanten Reibanteil korrigierter Wert. Hierfür wurden näherungsweise die bereits beschriebenen 0,085 Nm angenommen. Unterhalb des Grenzbereiches ergibt sich eine gute Übereinstimmung der korrigierten Messwerte mit den Simulationswerten. Mit Überschreiten des Grenzbereichs können die Drehmomentpeaks nicht mehr ausgeglichen werden und es ergeben sich hohe Abweichungen zwischen den maximalen Drehmomenten. Lässt man die lokalen Nachgiebigkeiten oberhalb des Grenzbereiches außen vor, welche einen deutlichen Rückfederprozess aufweisen, kann im Volleingriff eine durchschnittliche Abweichung von 11,1 % zwischen den simulierten und den gemessenen Drehmomenten im Vollbohrprozess angegeben werden.

### c. Bewertung des Modellansatzes

Das Berechnungsmodell kann den labilen Bohrprozess mit Überschreiten des Grenzbereichs oder bei stark ausgeprägten Rückfederprozessen nicht vollumfänglich nachbilden. Die Gründe hierfür wurden bereits in der Diskussion der Simulationsergebnisse ausführlich behandelt. Nichtsdestotrotz liefert die Simulation in vielerlei Hinsicht aussagekräftige Ergebnisse, die eine theoretische Einschätzung und eine praktische Anwendung des labilen Bearbeitungsprozesses ermöglichen sowie eindeutig mit den experimentellen Untersuchungen korrelieren. Die relevanten Aspekte sollen nachfolgend kurz aufgeführt werden:

#### I. Verwendung der berechneten Lasten

Die qualitativen Lastverläufe aus Experiment und Simulation stimmen gut miteinander überein, genauso wie die maximalen Lastwerte. Der Simulation der Schnittkraft und der Vorschubkraft kann eine vergleichbare Genauigkeit zugeordnet werden. Bei den beschriebenen Abweichungen des Drehmoments handelt es sich in erster Linie um Verfälschungen durch Reibungseffekte. Somit können die Simulationswerte der Lasten an der Hauptschneide für weiterführende FEM-Simulationen genutzt werden. Hierbei sei an dieser Stelle auf *Kapitel 7* verwiesen.

#### II. Abschätzung von Formabweichungen

Für die Berechnung von Formabweichungen gemäß *Abschnitt 5.3* sind in erster Linie die maximalen Vorschubkräfte und die Werkzeuggeometrie entscheidend. Diese können sowohl für den Volleingriff als auch für den Aufbohrprozess mit ausreichender Genauigkeit berechnet werden. Für geringere lokale Nachgiebigkeiten unterhalb des Übergangsbereichs ist das Berechnungsmodell aufgrund der geringen Abweichungen vollumfänglich anwendbar. Bei einem einzelnen, vollständigen Rückfederprozess wird lediglich die Maximallast vor dem Querschneidenaustritt zur Berechnung von Formabweichungen benötigt und der nachfolgende Kraftverlauf kann vernachlässigt werden. Sind mehrstufige Rückfederprozesse vorhanden, kann die berechnete Vorschublast des Aufbohrprozesses aus dem Modell verwendet werden. Im Experiment hat sich gezeigt, dass für das Aufbohren nur geringe Unterschiede zwischen den Lastniveaus bei unterschiedlichen lokalen Nachgiebigkeiten auftreten.

### III. Einsatz von Vorschubstrategien

Die gute zeitliche Abschätzbarkeit des Querschneidenaustritts bei allen lokalen Nachgiebigkeiten ermöglicht und erleichtert die Anwendung von Vorschubstrategien im Bearbeitungsprozess zur Verringerung des Delaminationsausmaßes. Die Art des Rückfederprozesses ist hierbei unerheblich, da der Zeitpunkt der maximalen Vorschubkraft und Verformung allein ausschlaggebend ist. Die Anwendung unterschiedlicher Vorschubstrategien auf Basis des zeitabhängigen Schnittkraftmodells wird daher in folgendem *Abschnitt 6.5* dargelegt.

## **6.5 Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des zeitabhängigen Schnittkraftmodells**

Nachfolgend soll die Anwendung von Vorschubstrategien für die labile Bohrbearbeitung von CFK beschrieben werden. Einerseits können dadurch unterschiedliche Ansätze bewertet werden, um die Austrittsdelamination für höhere lokale Nachgiebigkeiten zu verringern. Andererseits wird sich zeigen, inwiefern das neu entwickelte Schnittkraftmodell als Entscheidungsgrundlage zur Auswahl des zeitlichen Beginns der Vorschubstrategie geeignet ist. Da die Geschwindigkeitskomponente während des Rückfederprozesses ausschlaggebend für das Delaminationsausmaß ist, muss der relative Vorschub pro Zahn in dieser Phase der labilen Bohrbearbeitung verringert werden. Zur Realisierung dieses Ziels wurden drei unterschiedliche Maßnahmen im Rahmen der Hauptversuchsreihe umgesetzt:

### I. Halbierung des Vorschubs während des Rückfederprozesses

Die Verringerung des Vorschubs vor dem Austrittsprozess der Querschneide findet auch bei der konventionellen Bohrbearbeitung von CFK Anwendung. Hierbei wird die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  bei gleichbleibender Drehzahl  $n$  heruntergesetzt. Trotz verringerter Last auf die verbleibenden, decklagennahen Einzellagen kann die Gesamtprozessdauer vergleichsweise geringgehalten werden. Im Versuch wird mit  $v_f = 159 \text{ mm/min}$  ein werkzeugseitiger Zahnvorschub von  $0,015 \text{ mm}$  angestrebt.

### II. Stoppen der Vorschubbewegung vor dem Querschneidenaustritt

Durch das Stoppen der Vorschubbewegung wird die Bewegungskomponente des Werkzeuges vollständig ausgesetzt. Der Austritt des Werkzeuges soll allein durch die Federkraft des Werkstückes erfolgen. Da diese Vorschubstrategie gleichermaßen für alle lokalen Nachgiebigkeiten angewandt werden soll, beschränkt sich der Vorschubstopp auf eine Zeitdauer von  $3 \text{ s}$ .

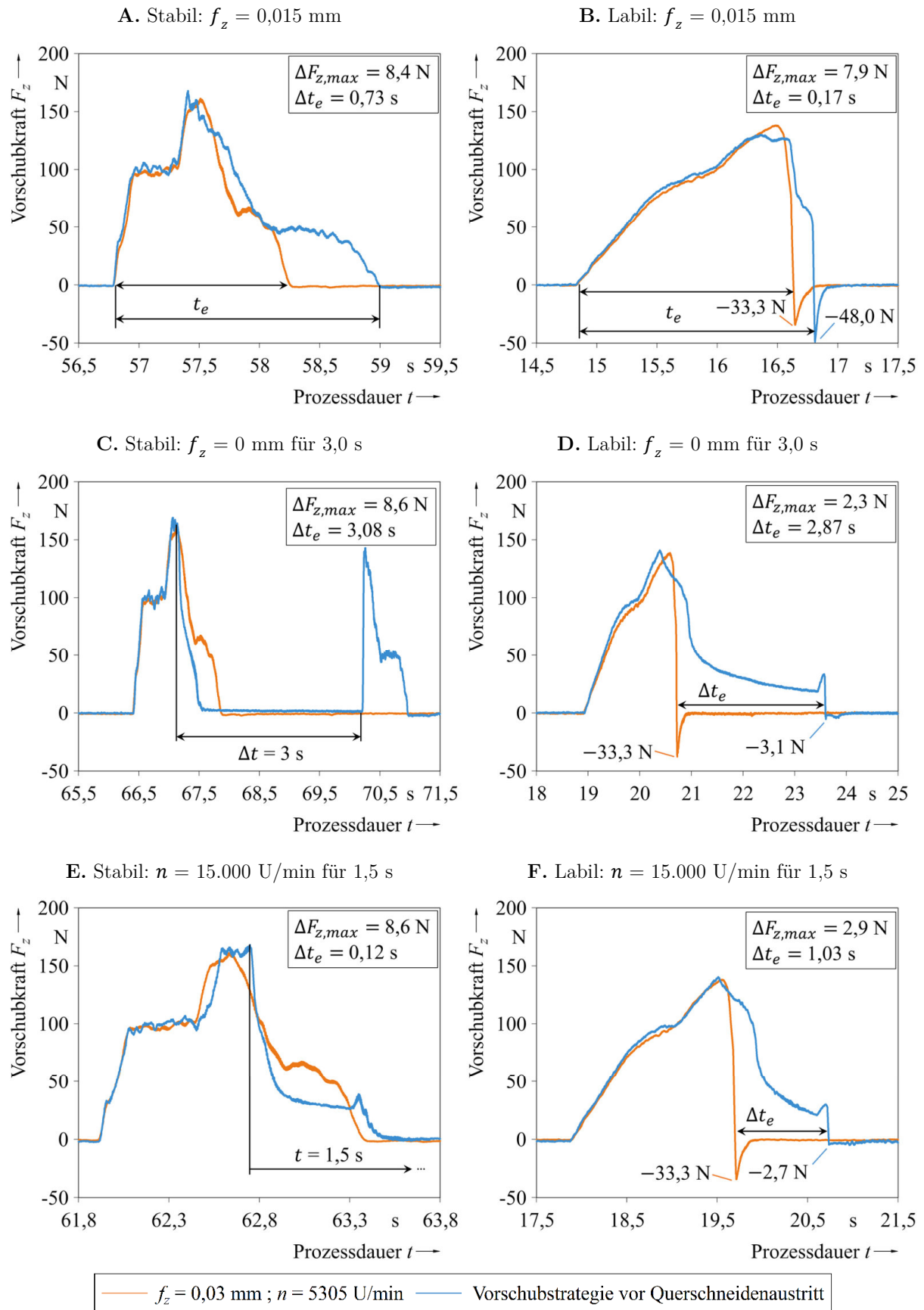
### III. Erhöhung der Drehzahl während des Rückfederprozesses

Die Erhöhung der Drehzahl bei gleichbleibender Vorschubgeschwindigkeit verringert nicht nur den werkzeugseitigen Vorschub pro Zahn, sondern auch den realen Vorschub während der Rückfederbewegung. Im Versuch ist die maximal verwendbare Drehzahl maschinenbedingt auf  $n = 15.000$  U/min beschränkt. Die Drehzahlerhöhung erfolgt im Versuch über eine Zeitdauer von 1,5 s.

Die Anwendung der Vorschubstrategien erfolgte jeweils direkt im Anschluss an die drei Untersuchungspunkte aus der Hauptversuchsreihe. Das grundsätzliche Versuchsschema bleibt dabei erhalten. Mittels des Schnittkraftmodells wurde der Beginn der jeweiligen Vorschubstrategie im labilen Bohrprozess auf 0,1 s vor Querschneidenaustritt festgelegt. Die errechnete Prozessdauer wurde dann über die Vorschubgeschwindigkeit in die Bewegungskordinaten des Werkzeuges umgerechnet. Die Auswirkungen der drei Strategien auf den Verlauf der Vorschubkraft sind in *Bild 6-18* dargestellt. Der qualitative Vergleich zeigt exemplarisch den Bohrprozess mit den Standardparametern und der jeweiligen Vorschubstrategie für stabile und labile Bearbeitungsbedingungen mit  $\sigma_{130^\circ}$ .

Da bis zum Zeitpunkt des Querschneidenaustritts für alle Bohrungen die gleichen Zerspanungsparameter verwendet wurden, werden die maximalen Vorschubkräfte von den Vorschubstrategien nur geringfügig beeinflusst. Die Abweichungen  $\Delta F_{z,max}$  der verschiedenen Kraftkurven resultieren hauptsächlich aus höheren Verschleißzuständen an den Hauptschneiden und sind daher für alle Bearbeitungsprozesse mit Vorschubstrategie tendenziell höher. Einzige Ausnahme hiervon bildet *Bild 6-18 A*, da hier die Vorschubstrategie im Rahmen der Prozessschwankungen früher eingesetzt hat.

Die linke Spalte der Abbildung zeigt die Auswirkungen der Vorschubstrategien bei stabilen Bearbeitungsbedingungen. Entsprechend der werkzeugseitigen Beeinflussung des Vorschubs, ist bei der Vorschubhalbierung und dem Vorschubstopp die Gesamtprozessdauer erhöht. Da die Drehzahlerhöhung keine Änderung der Vorschubgeschwindigkeit zur Folge hat, bleibt die Bohrprozessdauer hier auf gleichem Niveau. Die geringfügige Abweichung resultiert aus maschinensteuerungsbedingten Verzögerungen im Bearbeitungsprozess durch die programmierte Drehzahlerhöhung. Qualitativ sind die Auswirkungen der Vorschubstrategien auf die Kraftverläufe bei der stabilen Bohrbearbeitung exakt zuzuordnen. Die Vorschubhalbierung setzt neben der Verlängerung des Bearbeitungsprozesses primär das Kraftniveau der Aufbohrstufe herunter (*Bild 6-18 A*).



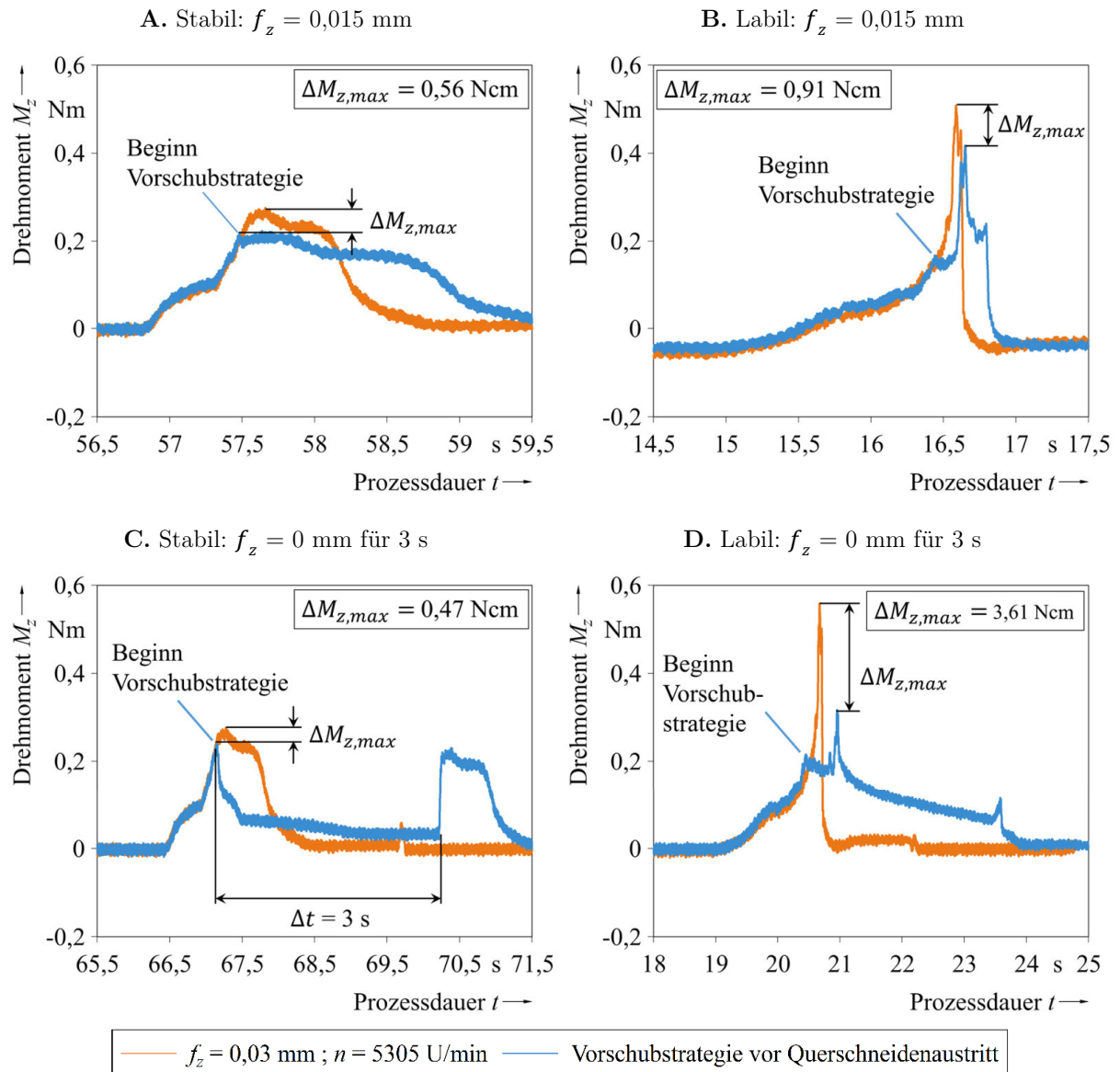
**Bild 6-18** Vergleich der Vorschubkraftverläufe unter Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des Schnittkraftmodells. Bohrbearbeitung mit dem Stufenbohrer  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $r_\beta = 28,8 - 32,6$   $\mu\text{m}$ . Bei Anwendung der Drehzahländerung wurde die Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 318$  mm/min beibehalten. **A./B.** Vorschubhalbierung **C./D.** Vorschubstopp **E./F.** Drehzahlerhöhung.

Die Unterbrechung der Vorschubkraft durch den Vorschubstopp zeigt sich hingegen durch den Rückgang von  $F_z$  auf Nullniveau im Zeitraum der Anwendung der Vorschubstrategie (*Bild 6-18 C*). Die Drehzahlerhöhung hat durch den geringeren Vorschub pro Zahn ebenfalls geringere Vorschubkräfte zur Folge. Die Überlagerung der Austrittsphasen durch die Drehzahlerhöhung bewirkt dabei einen vergleichsweisen sanften Übergang von Vollbohr- zu Aufbohrprozess (*Bild 6-18 E*).

Die rechte Spalte von *Bild 6-18* stellt die Anwendung der drei Vorschubstrategien für labile Bearbeitungsprozesse dar. Insgesamt hat die Halbierung des Vorschubs vor dem Querschneidenaustritt die geringsten Auswirkungen auf den Prozesskraftverlauf. Nach Einsetzen der Vorschubstrategie verzögert sich der Querschneidenaustritt und die maximale Last ist um 7,9 N bzw. 5,6 % verringert. Der Rückfederprozess bleibt zudem nahezu unverändert. Einzig nach dem Querschneidenaustritt ist ein kurzzeitiges Zwischenplateau erkennbar. Das Rückfedern über die Nulllage hinaus ist jedoch nach wie vor vorhanden.

Die Beeinflussung des labilen Bohrprozesses in *Bild 6-18 D* und *Bild 6-18 F* fällt hingegen deutlicher aus und ist grundsätzlich miteinander vergleichbar. In beiden Fällen kann der Rückfederprozess über die Nulllage hinaus verhindert werden, was für eine Senkung der relativen Vorschubgeschwindigkeit spricht. Aus dem geringen Vorschub pro Zahn resultiert vorerst ein Abfall der bis dahin erreichten maximalen Vorschubkraft um ca. 35 %, was gleichzeitig die Verformung des Werkstückes vor Beginn des Rückfederprozesses senkt. Der weitere Verlauf entspricht im Anschluss dem Kraftverlauf von *Bild 6-18 E* und weist eine verhältnismäßig langsame Annäherung an das Kraftniveau des Aufbohrprozesses auf. Die Strategie des Vorschubstopps erstreckt sich hierbei über eine nahezu dreimal so hohe Prozesszeit wie die der Drehzahlerhöhung.

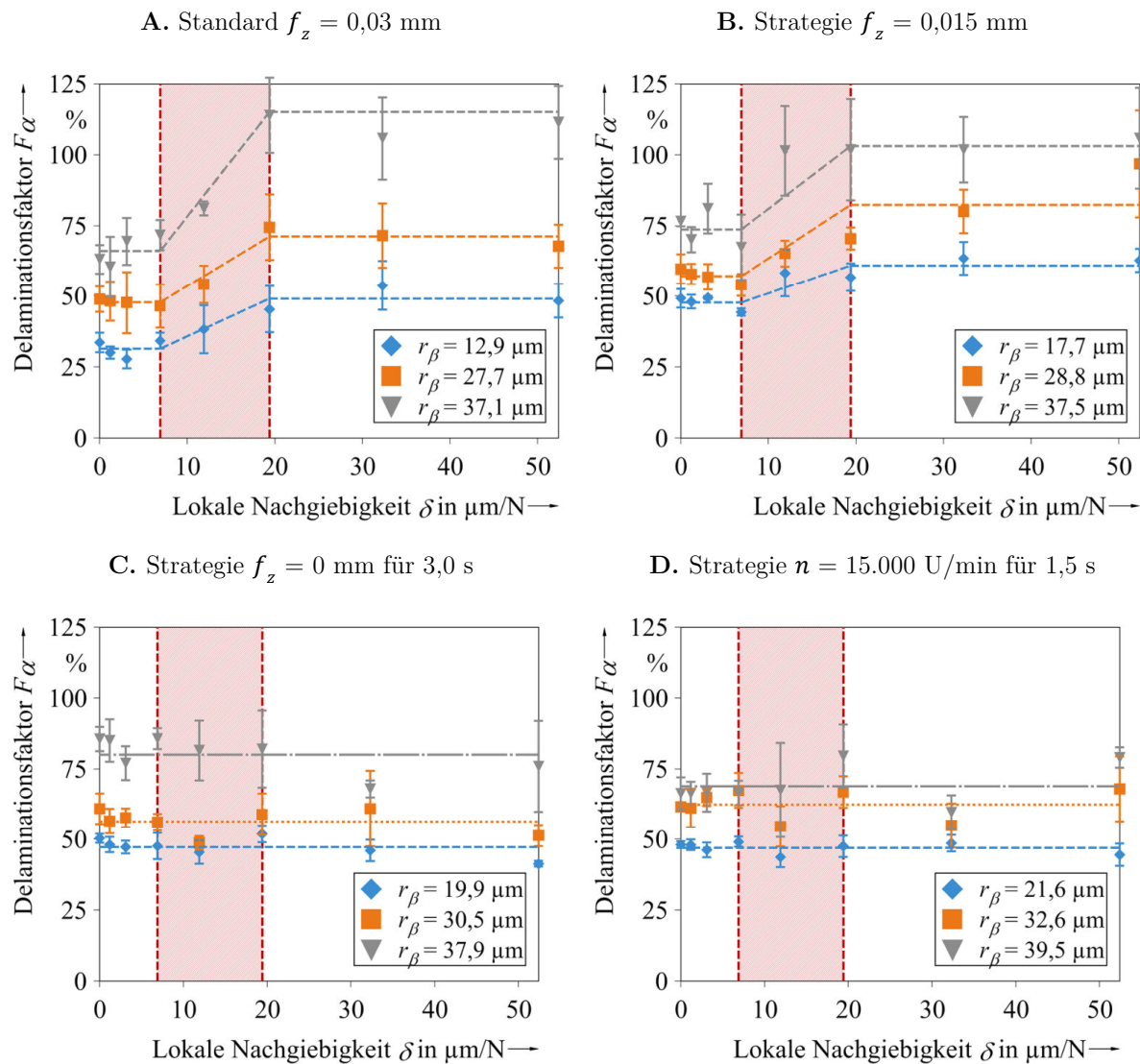
Die beschriebenen Wechselwirkungen spiegeln sich auch in der Betrachtung der Drehmomentverläufe in *Bild 6-19* wider. Da das grundsätzliche Verhalten des Vorschubstopps und der Drehzahlerhöhung für die labile Bohrbearbeitung übereinstimmt, ist lediglich die Strategie des Vorschubstopps in der Abbildung dargestellt. Betrachtet man die stabilen Bearbeitungsprozesse in der linken Spalte der Abbildung, so verursacht die Vorschubhalbierung eine Verringerung des maximalen Drehmoments  $M_{z,max}$  um 0,56 Ncm bzw. 25 % und verdoppelt dementsprechend die verbleibende Prozessdauer ab Beginn der Vorschubstrategie. In *Bild 6-19 C* ist analog zu  $F_z$  ebenfalls die dreisekündige Prozessunterbrechung ersichtlich. Allerdings verringert sich das Drehmoment nicht auf Nullniveau. Dies wird durch Reibungsprozesse an der Umfangsschneide verhindert.



**Bild 6-19** Vergleich der Drehmomentverläufe unter Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des Schnittkraftmodells. Bohrbearbeitung mit dem Stufenbohrer  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $r_\beta = 28,8 - 32,6$   $\mu\text{m}$ . **A./B.** Vorschubhalbierung **C./D.** Vorschubstopp

Hinsichtlich der Momentverläufe der labilen Bohrbearbeitung in *Bild 6-19 B* und *Bild 6-19 D* zeigt sich in beiden Fällen eine Reduktion des Drehmomentpeaks. Während die Differenz in *Bild 6-19 B* auf die geringfügig verringerte maximale Vorschubkraft durch die Vorschubhalbierung zurückzuführen ist, resultiert aus dem Vorschubstopp eine Verringerung des Vorschubs pro Zahn während des Rückfederprozesses. Die Momentreduktion beträgt an dieser Stelle 3,61 Ncm, was einem Rückgang vom  $M_{z,max}$  um 181 % entspricht. Der Effekt der Vorschubhalbierung ist um Faktor 4 geringer. Da sich die Werkstückverformung nach dem Vorschubstopp stetig verringert, zeigt sich auch in *Bild 6-19 D* ein kontinuierlich abnehmender Trend des Drehmomentverlaufs bis zum Austritt der Aufbohrstufe.

In *Bild 6-20* wurden die gemittelten flächengewichteten Delaminationsfaktoren  $F_\alpha$  für die Anwendung der Vorschubstrategien mit  $\sigma_{130^\circ}$  an allen drei Untersuchungspunkten in Abhängigkeit der lokalen Nachgiebigkeit ermittelt. *Bild 6-20 A* zeigt zum Vergleich die Delaminationsfaktoren aus der Hauptversuchsreihe. Insgesamt sind die Schneidkantenradien entsprechend der Versuchsreihenfolge für alle Vorschubstrategien erhöht. Insbesondere für den ersten Untersuchungspunkt, hat die Erhöhung von  $r_\beta$  um durchschnittlich  $6,8 \mu\text{m}$  eine Anhebung des Schädigungsniveaus vor Überschreiten des Grenzbereichs zur Folge (*Bild 6-20 B-D*).



**Bild 6-20** Vergleich der Delaminationsfaktoren unter Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des Schnittkraftmodells. Bohrbearbeitung mit dem Stufenbohrer  $\sigma_{130^\circ}$  bei variierender lokaler Nachgiebigkeit. Bei Anwendung der Drehzahländerung wurde die Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 318 \text{ mm/min}$  beibehalten. **A.** Ohne Strategie **B.** Vorschubhalbierung **C.** Vorschubstopp **D.** Drehzahlerhöhung.

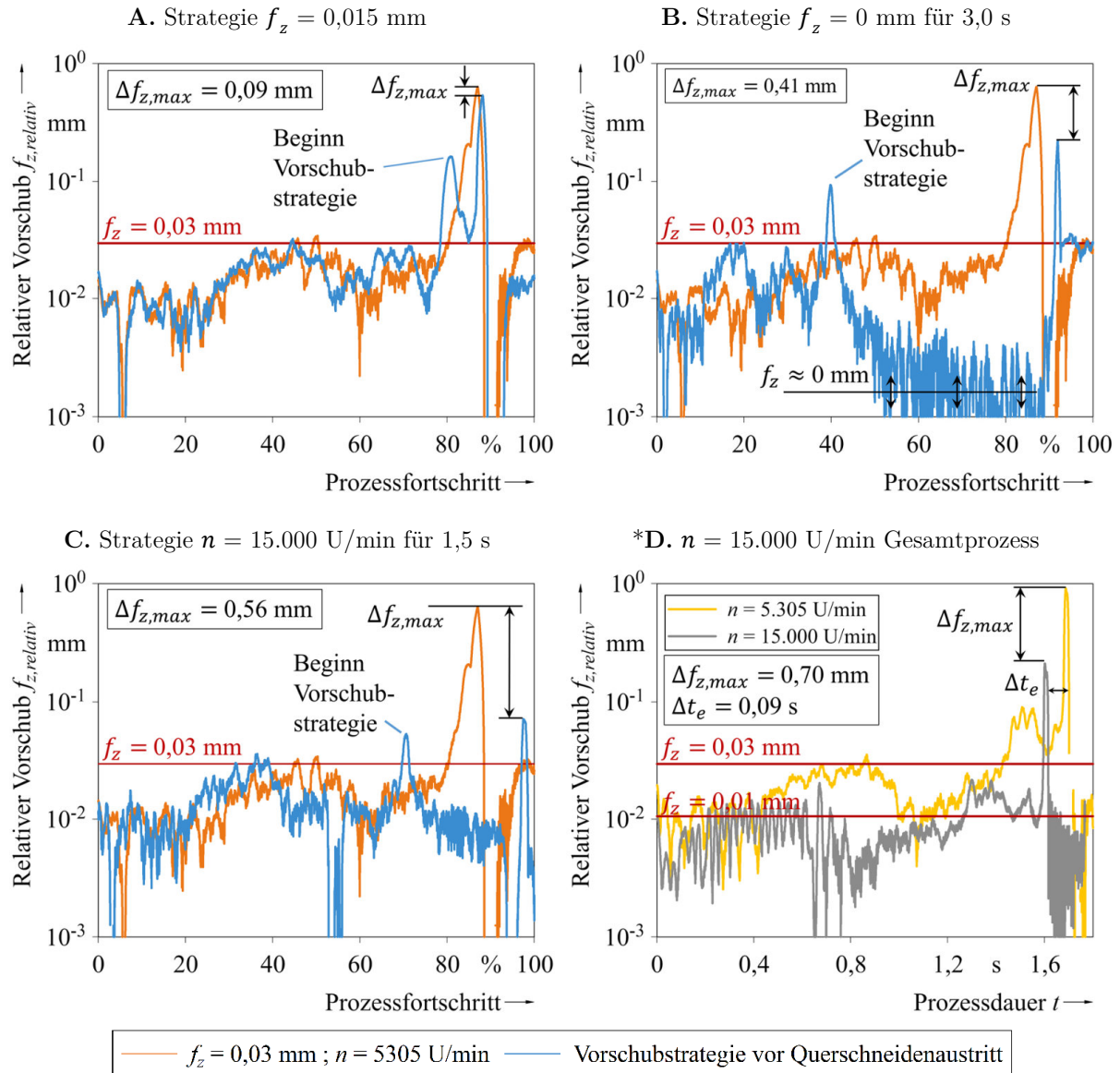


Die Vorschubhalbierung (*Bild 6-20 B*) hat erwartungsgemäß den geringsten Effekt auf die Entwicklung der Delaminationsfaktoren für lokale Nachgiebigkeiten oberhalb des Grenzbereichs. Der Anstieg im Grenzbereich ist nach wie vor vorhanden und die Ausprägung desselben ist nur für den hohen Schneidkantenradius von 37,5  $\mu\text{m}$  verringert. Die Delaminationsfaktoren der Hauptversuche befinden sich für diesen Untersuchungspunkt im Streubereich der Vorschubstrategie, was nicht für eine eindeutige Verringerung der Austrittsdelamination durch die Vorschubhalbierung spricht. Insgesamt ist dieses Verhalten auf die unverändert ausgeprägte Drehmomenterhöhung zurückzuführen.

Der Vorschubstopp (*Bild 6-20 C*) und die Drehzahlerhöhung (*Bild 6-20 D*) erzielen insgesamt eine deutliche Verringerung der Austrittsdelamination nach Überschreiten des Grenzbereichs. Für alle drei Untersuchungspunkte kann das Schädigungsniveau der unteren lokalen Nachgiebigkeiten gehalten werden. Dies korreliert mit der Drehmomentverringerung aus *Bild 6-20 D* zum Zeitpunkt des Rückfederprozesses. Im direkten Vergleich mit dem Vorschubstopp liefert die Drehzahlerhöhung für  $r_{\beta,3}$  um 10 % geringere Delaminationsfaktoren, trotz höherer Schneidkantenverrundung.

Eine abschließende Beurteilung der Vorschubstrategien kann auf Basis des relativen Vorschubs pro Zahn durchgeführt werden. Hierzu sind in *Bild 6-21 A-C* die zeitabhängigen Vorschubswerte exemplarischer Versuche für alle drei Vorschubstrategien im Vergleich zu den Standardparametern aufgeführt. Der Beginn der Vorschubstrategie erfolgt zwar stets zum gleichen Zeitpunkt, im Diagramm ist aufgrund der normierten x-Achse aber eine zeitliche Verschiebung erkennbar. Abweichend hiervon zeigt *Bild 6-21 D* ergänzend die Anwendung unterschiedlicher Drehzahlen für den Gesamtprozess bei gleichbleibender maschinenseitiger Vorschubgeschwindigkeit. Hierbei wurde eine absolute Skalierung der Zeitachse verwendet.

Analog zur Analyse des Kraft- und Drehmomentverlaufs bleibt der maximal erzielte relative Vorschub pro Zahn für die Vorschubhalbierung in *Bild 6-21 A* mit einer Differenz von 0,09 mm nahezu unverändert. Mit Beginn der Vorschubstrategie verringert sich die relative Vorschubgeschwindigkeit und korreliert kurzzeitig mit dem temporär konstanten Kraftniveau vor Querschneidenaustritt in *Bild 6-18 B*. Anschließend steigt die Vorschubgeschwindigkeit aufgrund der Rückfederbewegung aber umgehend wieder an.



**Bild 6-21** Vergleich des relativen Vorschubs unter Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des Schnittkraftmodells. Labile Bohrbearbeitung mit dem Stufenbohrer  $\sigma_{130^\circ}$  bei  $r_\beta = 28,8 - 32,6$   $\mu\text{m}$ . Bei Anwendung der Drehzahländerung wurde die Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 318$  mm/min beibehalten. **A.** Vorschubhalbierung **B.** Vorschubstopp **C.** Drehzahlerhöhung bei Austritt **\*D.** Drehzahlerhöhung Gesamtprozess.

\*Die Messdaten zu Bild 6-21 D wurden außerhalb der Hauptversuche zu den Vorschubstrategien erfasst. Daher weicht der stabile Bohrprozess mit  $n = 5.305$  U/min von Bild 6-21 A-C ab.

Der Vorschubstopp bewirkt nach Beginn der Vorschubstrategie, neben der Verringerung des maximalen relativen Vorschubs um 0,41 mm in Bild 6-21 B, eine andauernde Verringerung des errechneten relativen Vorschubs gegen Null. Dies entspricht an dieser Stelle der schrittweisen Verringerung der Werkstückverformung bis die Querschneide austritt.

Die höchste Reduktion des maximalen relativen Vorschubs wird in *Bild 6-21 C* durch die temporäre Drehzahlerhöhung erreicht. Nach Beginn der Vorschubstrategie verzögert sich der Querschneidenaustritt kurzfristig. Im Anschluss kann eine absolute Vorschubreduktion um 0,56 mm verzeichnet werden.

Insgesamt bestätigt das Verhalten der errechneten relativen Vorschubgeschwindigkeiten die Entwicklung der flächengewichteten Delaminationsfaktoren in *Bild 6-20*. Gleichzeitig ist dadurch nachgewiesen, dass die Simulationsgenauigkeit des zeitabhängigen Schnittkraftmodells zur Bestimmung des Zeitpunktes für die Anwendung von Vorschubstrategien ausreichend ist.

Wird bei der konventionellen Bohrbearbeitung die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  konstant gehalten, aber gleichzeitig die Drehzahl erhöht, sinkt zwar der relative Vorschub pro Zahn, die Gesamtprozesszeit bleibt dadurch aber unbeeinflusst. Gleichmaßen bleibt auch die zeitliche Abfolge der einzelnen Bohrphasen identisch. *Bild 6-21 D* veranschaulicht diesen Sachverhalt für die labile Bohrbearbeitung. In der Voll- und Aufbohrphase wird der geringere Maschinenvorschub bei hoher Drehzahl und damit der Gleichgewichtszustand zwischen Werkzeug und Werkstück früher erreicht. Hier beginnt der Rückfederprozesses im Vergleich zum Standardmaschinenparameter 0,09 s früher. Die Gesetzmäßigkeiten der konventionellen Bohrbearbeitung bezüglich der Maschinenparametervariation sind bei labilen Bearbeitungsbedingungen dementsprechend nicht gültig. Gleichzeitig wird auch bei der generellen Erhöhung der Drehzahl eine Verringerung des maximalen relativen Vorschubs pro Zahn um 0,7 mm erreicht. Die generelle Drehzahlerhöhung kann also verwendet werden um Delamination, Rückfedergeschwindigkeit und Prozessdauer zu verringern. Im Rahmen der vorgestellten Untersuchungen wurde diese Bearbeitungsstrategie aufgrund der erhöhten Verschleißwirkung auf die VHM-Werkzeuge und aufgrund der Beschränkung des Bearbeitungszentrums auf 15.000 U/min nicht eingehender beleuchtet.

## 7 FEM-Simulation des Werkzeugaustrittes beim instationären Bohrprozess

Zur Betrachtung der Auswirkungen der Zerspanungslasten auf die Spannungszustände in den Einzellagen des Werkstückes wird die Simulationssoftware ANSYS in der Version 17.2 der Fa. Ansys Inc. verwendet. Die Realisierung der kohlenstofffaserverstärkten Verbundlaminat erfolgt durch das integrierte ACP-Modul (ANSYS Composite Pre/Post), welches auf Basis homogenisierter unidirektionaler Schichten die Nachbildung des versuchsspezifischen Lagenaufbaus ermöglicht [190]\*. Dadurch können die komplexen Beanspruchungszustände und die anisotropen Eigenschaften im FEM-Modell berücksichtigt werden. An dieser Stelle sei nun rückblickend zusammengefasst, welche grundlegenden Wechselwirkungen der labilen Bohrbearbeitung in der FEM-Simulation rechnerisch abgebildet und verifiziert werden sollen. Grundlage hierfür ist die Austrittsphase des Werkzeuges, welche schon in *Abschnitt 5.1* im Rahmen der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen diskutiert worden ist. Ziel ist dabei nicht die korrekte Nachbildung des Schädigungsausmaßes, sondern ein Relativvergleich der auftretenden Spannungen bei unterschiedlichen Zerspanungsrandbedingungen bzgl. Zerspankraft, lokaler Nachgiebigkeit und Werkzeuggeometrie. In der FEM werden drei unterschiedliche Konstellationen umgesetzt.

- I. Die experimentellen Untersuchungen legen nahe, dass die bohrungsinduzierten Spannungen in den Einzellagen vor dem Werkzeugaustritt unabhängig von der aktuellen lokalen Nachgiebigkeit sind. Des Weiteren haben sich keine Einflüsse von Verformungsspannungen auf das Delaminationsausmaß gezeigt. Beide Phänomene können in der FEM-Simulation verifiziert werden.
- II. Die Auswirkungen der Lastumverteilung an den Hauptschneiden wurden bisher messtechnisch und experimentell belegt. Eine rechnerische Betrachtung bzgl. der Spannungsentwicklung in den einzelnen betroffenen Lagen und die Korrelation mit den bisherigen Untersuchungen sind noch ausstehend. Neben der Betrachtung des Ungleichgewichts zwischen der Vorschubkraft und der Federkraft des Werkstückes ist hierbei auch die Schnittkrafterhöhung während des Rückfederprozesses zu berücksichtigen.

---

[190]\* Der Aufbau des vereinfachten Simulationsmodells und die Durchführung der Berechnungen erfolgten im Rahmen der zitierten Master-Projektarbeit an der THU. Die entsprechenden Inhalte sind dementsprechend kenntlich gemacht. Die nachfolgende Analyse und Interpretation der Daten war nicht Teil der zitierten Arbeit.

- III. Der Austrittsprozess der Hauptschneiden der Aufbohrstufe hat in der Praxis für die Ausweitung bereits vorhandener initialer Risse gesorgt. Die Entstehung neuer Schäden konnte nicht nachgewiesen werden. Die FEM-Simulation wird somit als klärende Analyse zur Bewertung der Auswirkungen der letzten Bohrprozessphase genutzt.

## 7.1 Vereinfachung des instationären Bohrprozesses für die FEM-Simulation

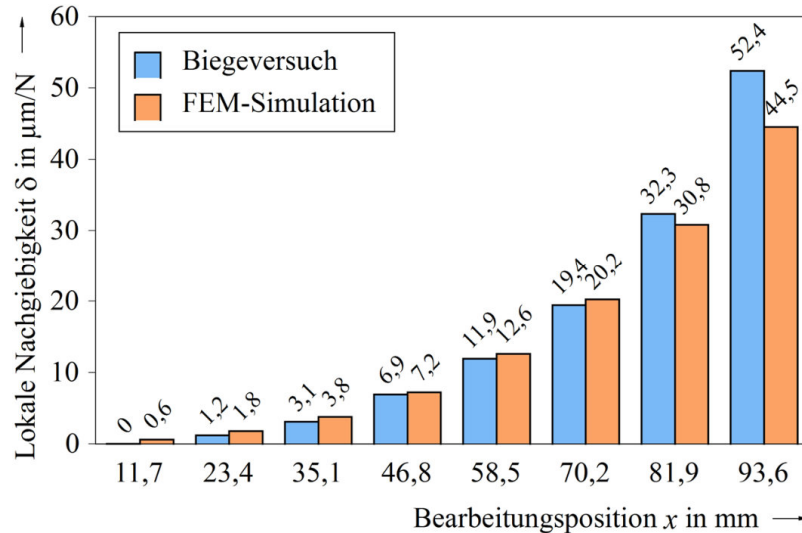
Alle Berechnungen erfolgen unter der Prämisse des linear-elastischen Werkstoffverhaltens während des instationären Bohrprozesses. Hierzu sind der FEM-Simulation die elastischen Werkstoffkonstanten der UD-Einzelschicht von M21/T800S gemäß *Tabelle 4-4, Abschnitt 4.2* zugrunde gelegt. Das Werkstückmodell ist aus Festkörperelementen (engl.: solids) aufgebaut, um auch die Spannungen in Dickenrichtung berücksichtigen zu können. Auf die Nutzung von Degradationsmodellen zur Simulation von Schädigungsprozessen wird verzichtet, jedoch erfolgt eine quantitative Beurteilung der lagenspezifischen Spannungen auf Basis von maximalen Spannungslimits. Mit dieser Vorgehensweise können die unterschiedlichen Versagensarten nach *Tabelle 7-1* unterschieden werden. Die Festigkeitswerte wurden aus [177, 182] entnommen. Der Hauptteil der Kennwerte wurde durch das Institut für Materialforschung der Hochschule Aalen (IMFAA) verifiziert (\*).

**Tabelle 7-1** Versagenskriterien zur Analyse des Belastungszustandes der Einzellagen mittels FEM [177, 182].

\*Verifiziert durch IMFAA

Spannungslimits von M21/T800S		Versagensart
*Zugfestigkeit $\sigma_1$	2.700 MPa	Faserversagen
*Zugfestigkeit $\sigma_2$	29 MPa	Matrixversagen
*Zugfestigkeit $\sigma_3$	29 MPa	Delamination
*Schubfestigkeit $\tau_{21}$	90 MPa	Schubversagen in der Ebene
Schubfestigkeit $\tau_{23}$	32 MPa	Schubversagen außerhalb der Ebene
*Schubfestigkeit $\tau_{31}$	90 MPa	Schubversagen außerhalb der Ebene

Der Lagenaufbau des Werkstückes erfolgt gemäß den experimentellen Untersuchungen zur labilen Bohrbearbeitung mit einseitiger Einspannung. Somit entspricht die Schichtfolge einem mittensymmetrischen QI-Laminat mit 0°-DLO und einer Werkstückbreite von 20 mm. Zur Überprüfung des Schichtaufbaus im FEM-Modell wurden die lokalen Nachgiebigkeiten der acht unterschiedlichen Bearbeitungspositionen aus den Versuchsreihen mit der Simulation abgeglichen. Die Ergebnisse sind in *Bild 7-1* veranschaulicht.



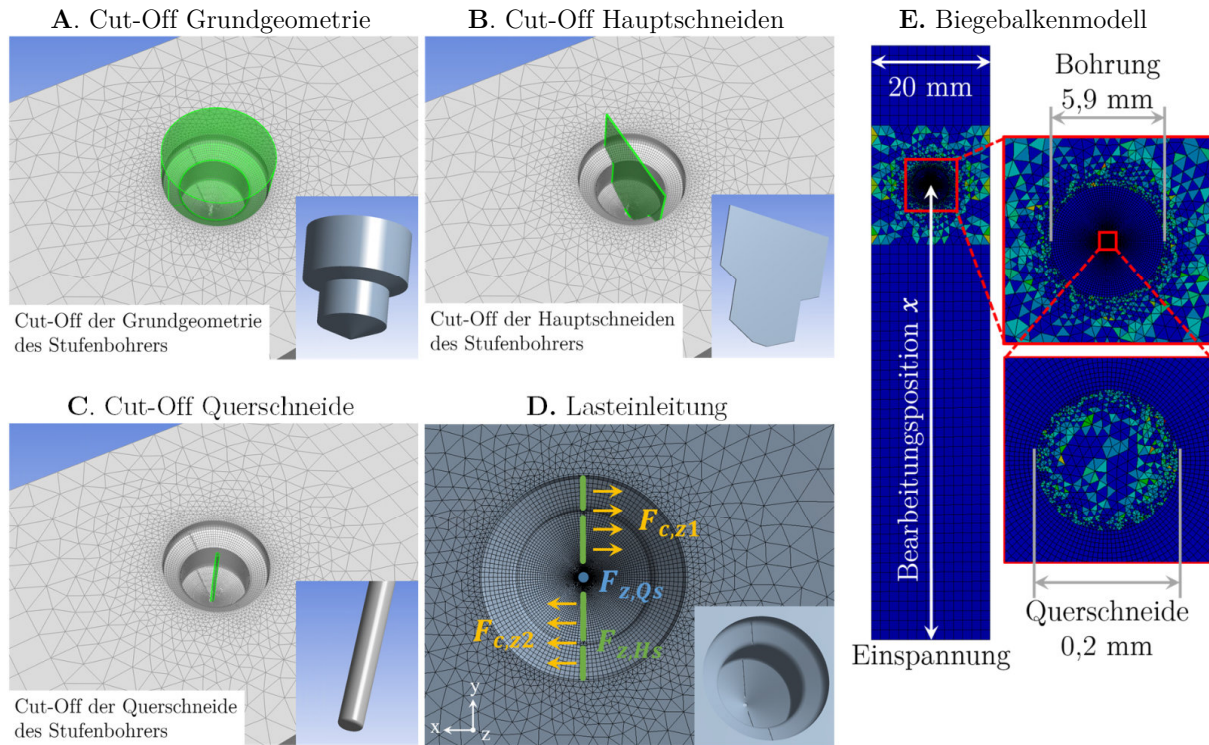
**Bild 7-1** Abgleich der lokalen Nachgiebigkeiten zwischen Experiment und FEM-Simulation an den Bearbeitungspositionen der labilen Bohrbearbeitung mit der Probenbreite  $b = 20$  mm und  $0^\circ$ -DLO. Messdaten aus [190].

Die durchschnittliche absolute Abweichung zwischen Experiment und Simulation entspricht  $1,64 \mu\text{m/N}$ . Um diese geringe Abweichung zu erreichen, musste die Einzellagendicke abweichend von den Herstellerangaben von  $0,190$  mm auf  $0,175$  mm reduziert werden. Als hauptsächliche Begründung kann angeführt werden, dass nur der Lagenaufbau der Simulation eine exakte Faserausrichtung ermöglicht, welche in der Realität bei handlaminiertem CFK nicht vorhanden ist.

Zur Simulation des quasi-statischen Belastungszustandes des Werkstückes durch die Zerspanungslasten an der Haupt- und Querschneide, wird das Negativ-Abbild des im Eingriff befindlichen Bohrers an der Bearbeitungsstelle herausgeschnitten. Das Werkzeug ist vereinfacht durch drei unterschiedliche Geometrien nachgebildet, welche unter Annahme der aktuellen Bohrungstiefe als Cut-Off-Geometrien fungieren. *Bild 7-2* zeigt hierzu die Grundkontur des Stufenbohrers (*Bild 7-2 A*), die Hauptschneidenkontur (*Bild 7-2 B*) und das Zylindermodell zur Herstellung der Querschneide (*Bild 7-2 C*). Als Querschneidendurchmesser wurden entsprechend der realen Werkzeuggeometrie  $0,2$  mm gewählt. Grund- und Hauptschneidenkontur ermöglichen eine Berücksichtigung des Spitzenwinkels, wobei für alle Simulationen eine Schneidkantenverrundung von  $200 \mu\text{m}$  angewandt wurde.

Obwohl die Vernetzung des Werkstückes im Querschneidenbereich eine Elementgröße von  $1 \mu\text{m}$  teilweise unterschreitet (*Bild 7-2 E*), führt eine geringere Schneidkantenverrundung der Hauptschneidenkontur beim Cut-Off-Prozess zu Fehlstellen im Netz des Negativ-Abbildes des Werkzeuges. Da in der Simulation aber keine dynamische Simulation der Spanbildung angestrebt wird, ist diese Abweichung von Realzustand akzeptabel.

Die Belastung des Werkstückes erfolgt über die entstandenen Cut-Off-Flächen der Haupt- und Querschneide (*Bild 7-2 D*). Das vereinfachte Modell des Bohrprozesses bietet den Vorteil einer direkten Beaufschlagung der Flächen mit der tatsächlichen Zerspankraft. Gleichzeitig können komplexe Kontaktbedingungen vermieden werden, wie sie bei einem Modell mit weggesteuerter Werkzeugverschiebung realisiert werden müssten.



**Bild 7-2** Veranschaulichung des Einfachmodells zur Simulation der labilen Bohrbearbeitung von CFK unter Annahme eines quasi-statischen Belastungszustands. **A.-C.** Cut-Off-Geometrien des Stufenbohrers **D.** Lasteinleitung an den Cut-Off-Flächen **E.** Vernetzung des Biegebalkens. Modellaufbau gemäß [190].

Als Beurteilungskriterium für das Werkstoffversagen wird im Zuge der Diskussion der Simulationsergebnisse der Reservefaktor RF (angloamerikanisch auch Inverser Reservefaktor IRF) verwendet. Bei isotropen Materialien kann ein Bauteil mit RF oder  $IRF > 1$  einer anliegenden Belastung nicht mehr standhalten. Das Grenzkriterium für konventionelle Werkstoffe stellt dabei im Normalfall die Zugfestigkeit in eine beliebige Achsrichtung dar. Um den Reservefaktor auf Faserverbundwerkstoffe anwenden zu können, muss der Quotient aus herrschender und ertragbarer Spannung richtungs- und spannungsspezifisch erfolgen. Den unterschiedlichen Quotienten liegen dementsprechend die Spannungslimits aus *Tabelle 7-1* zugrunde. Zur Quantifizierung des Ausmaßes des Werkstoffversagens wird in der Ergebnisanalyse die Fläche bestimmt, in welcher  $RF > 1$  ist und ergänzend der mittlere Nennwert von RF in derselben Fläche ausgewertet.



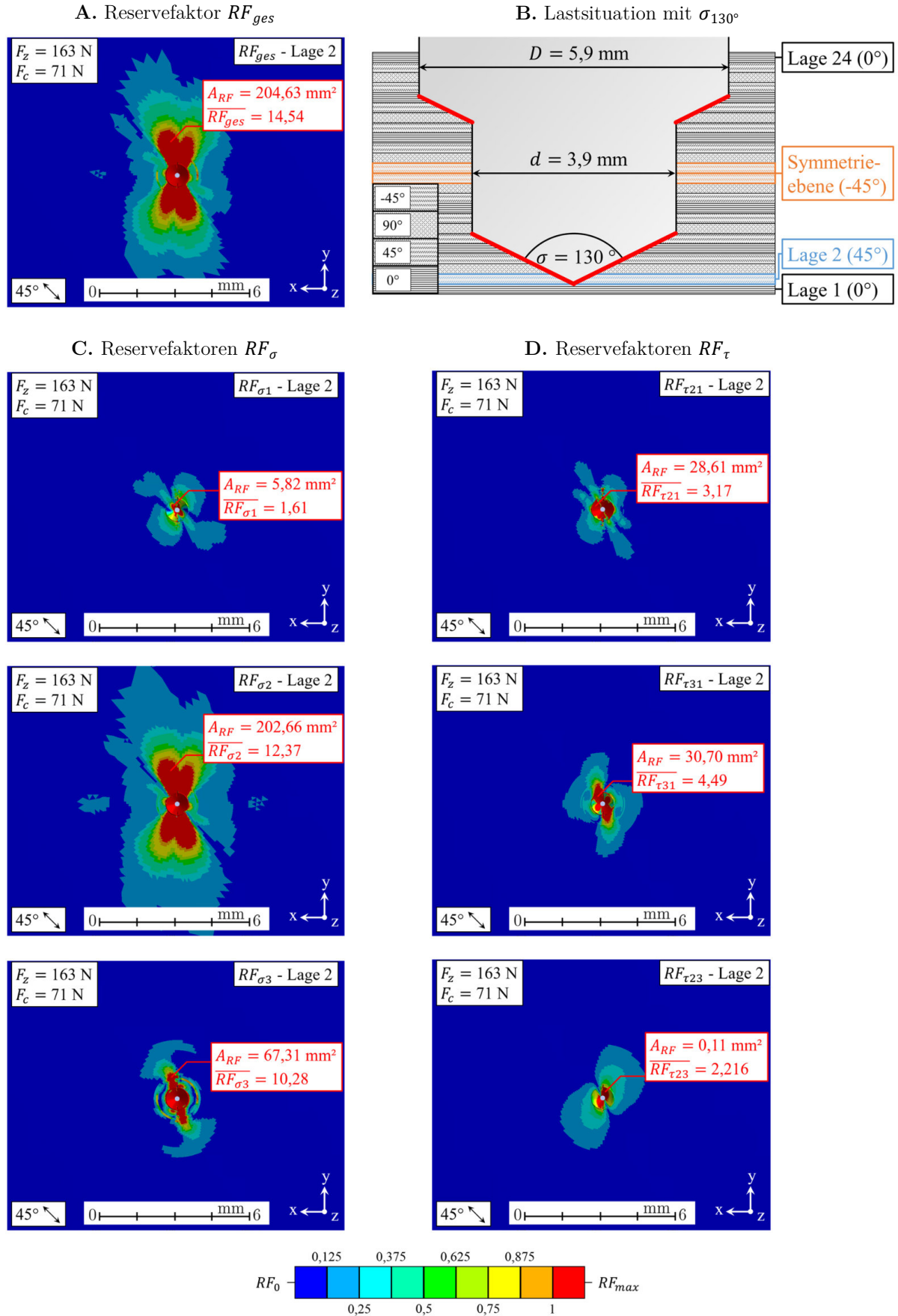
Allen nachfolgenden Berechnungen liegt abgesehen vom Kraftniveau die identische Lastenaufteilung zu Grunde. Die Gesamtvorschubkraft wird in Anlehnung an die Literatur zu 50 % auf die Querschneide und zu 50 % auf die beiden Hauptschneiden aufgeteilt [50, 67, 68, 100, 103]. Alle Lasten werden als gleichmäßige Flächenlast auf die Cut-Off-Flächen verteilt, wobei die Vorschubkräfte stets in z-Richtung orientiert sind. Die Schnittkräfte an den beiden Hauptschneiden werden innerhalb der x-y-Ebene in entgegengesetzter Richtung als Drehmoment um die z-Achse des Werkzeuges angesetzt. Die Kraftkomponenten sind in *Bild 7-2 D* ersichtlich wobei der Fasertrennwinkel bezogen auf die untere Decklage  $90^\circ$  beträgt. Der Kraftvektor der Schnittkraft ist dadurch für beide Hauptschneiden exakt in x-Richtung orientiert.

*Bild 7-3* und *Bild 7-4* veranschaulichen die spannungsspezifischen RF-Werte exemplarisch für zwei unterschiedliche Einzellagen unter gleichen Belastungsbedingungen mit  $\sigma_{130^\circ}$ . Bei der simulierten stabilen Bohrbearbeitung setzt der Stufenbohrer mit der Querschneide direkt auf der letzten Lage des Werkstückes auf. In beiden Abbildungen ist für die Einzellagen 2 und 4 die Überlagerung aller Übertretungen der entsprechenden Spannungslimits ( $RF_{ges}$ ) sowie die Einzelbetrachtung der RF-Werte auf Basis der einzelnen Normal- und Schubspannungslimits dargestellt ( $RF_\sigma$  und  $RF_\tau$ ). In der Gesamtübersicht (*Bild 7-3 A* und *Bild 7-4 A*) werden jeweils alle Spannungsübertretungen aus den Einzelbetrachtungen übernommen und zusammengefasst.

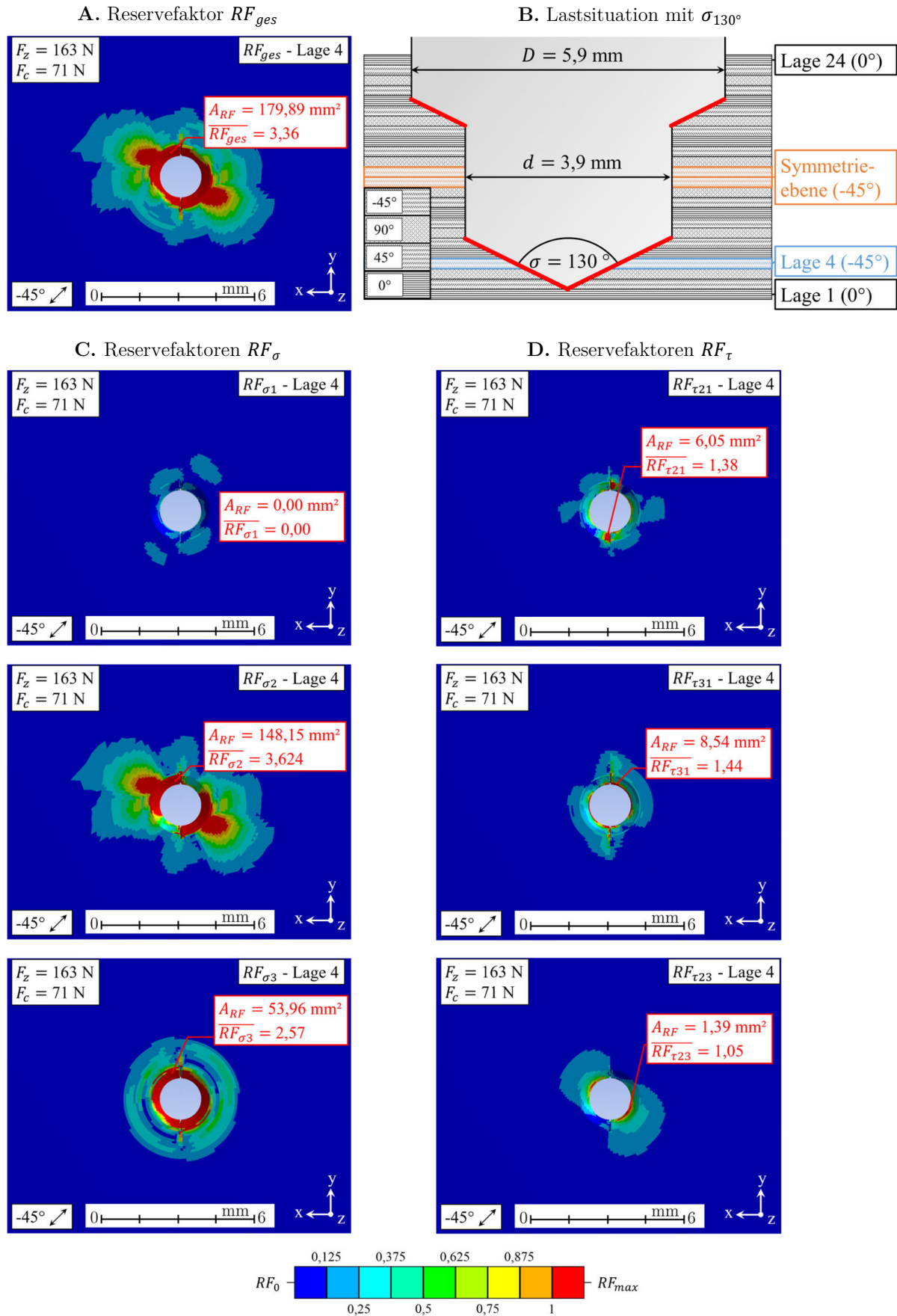
Im Gesamtvergleich zeigt sich, dass die primäre Versagensart durch  $\sigma_2$ -Normalspannungen verursacht wird und somit dem intralaminaren Matrixbruch zugeordnet werden kann.  $RF_{ges}$  und  $RF_{\sigma_2}$  sind sowohl flächenmäßig als auch absolut nahezu identisch. Den zweithöchsten Anteil an der Gesamtschädigung nimmt die  $\sigma_3$ -Normalspannung ein und weist damit auf die initiale Rissentstehung der Delamination hin. Für die verbleibende  $\sigma_1$ -Normalspannung und die Schubspannungsanteile  $\tau_{12}$ ,  $\tau_{13}$  und  $\tau_{23}$  ist für beide Einzellagen das gleiche Verhalten der RF-Werte erkennbar. In Lage 2 können zwar Versagensphänomene diesbezüglich festgestellt werden, die Flächenanteile und insbesondere die RF-Werte erreichen aber nur einen Bruchteil von  $RF_{\sigma_2}$  und  $RF_{\sigma_3}$ . Diese Beobachtung setzt sich in Lage 4 fort, in welcher verhältnismäßig höhere RF-Werte erreicht werden, die Flächenanteile aber lediglich 1,39-8,54 mm<sup>2</sup> betragen.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass bei der quasi-statischen Betrachtung der Bohrbearbeitung von CFK die  $\sigma_2$ - und  $\sigma_3$ -Spannungen die definierten Spannungslimits flächenmäßig und absolut am stärksten überschreiten.





**Bild 7-3** Quasi-statische Simulation der spannungsspezifischen Reservefaktoren und der geschädigten Fläche in der zweiten Einzellege bei der stabilen Bohrbearbeitung mit  $\sigma_{130^\circ}$ . Berechnungen aus [190].



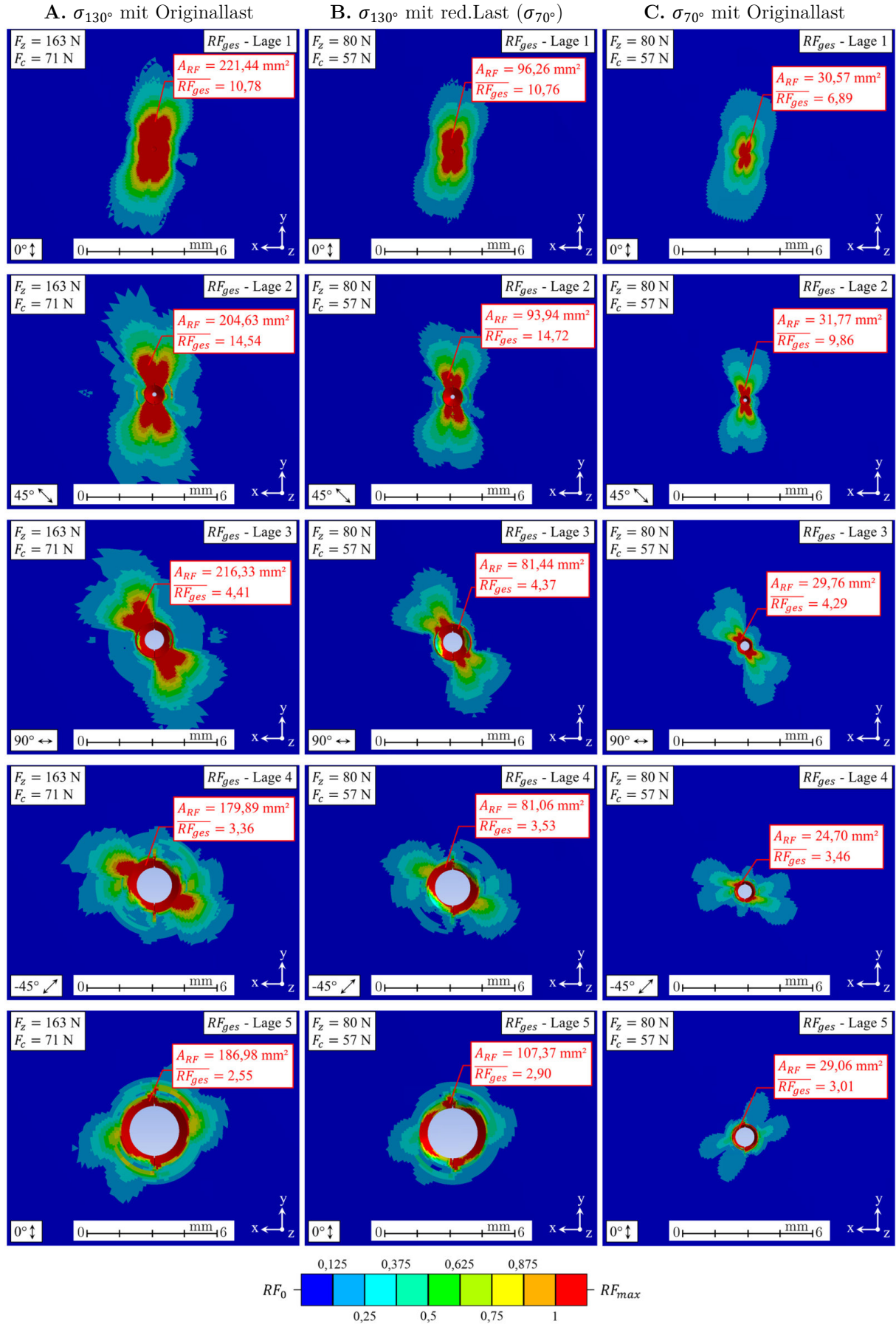
**Bild 7-4** Quasi-statische Simulation der spannungsspezifischen Reservefaktoren und der geschädigten Fläche in der vierten Einzellage bei der stabilen Bohrbearbeitung mit  $\sigma_{130^\circ}$ . Berechnungen aus [190].

$\sigma_1$ -Faserbrüche treten in vernachlässigbarem Maß auf und auch Schubversagen in und außerhalb der Ebene ist gemäß den Simulationsergebnissen nur für die decklagennahen Einzellagen an der Austrittseite ersichtlich. Die Folgen der schädigungsdominanten Normalspannungskomponenten sind in erster Linie Zwischenfaserbrüche und bestätigen in der Simulation das inter- und intralaminare Matrixversagen als primäres Schädigungsmerkmal der Bohrprozesse im Rahmen der Experimente. Die  $\sigma_2$ - und  $\sigma_3$ -Spannungen unterscheiden sich bzgl. der Nennwerte der geschädigten Fläche und der absoluten Überschreitung des jeweiligen Spannungslimits (RF), weisen aber die gleichen Trends in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie und von der aktuell betrachteten Lage auf.

Für alle weiteren Analysen des instationären Zerspanprozesses ist es für grundlegende Korrelationen ausreichend die Überlagerung aller sechs Spannungswerte als Bezugsgröße für die Auswertung der geschädigten Fläche und des RF-Wertes zu definieren. Insgesamt ist diese Bezugsgröße repräsentativ für das Matrixversagen im Allgemeinen unter Vernachlässigung der Differenzierung zwischen interlaminarer Delamination und intralaminarem Matrixbruch.

Eine weitergehende Verifizierung des entwickelten FEM-Modells kann durch die Überprüfung der bekannten Wechselwirkungen zwischen Schädigungsentstehung und Spitzenwinkelgeometrie erfolgen. Einerseits ist dieses Geometriemerkmal einer der Haupteinflussfaktoren in den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit und andererseits ist mehrfach belegt, dass mit erhöhtem Spitzenwinkel ein höheres Schädigungsausmaß an der Austrittseite des Werkstückes einhergeht. Ausgehend von gleichen Vorschubgeschwindigkeiten für unterschiedliche Spitzenwinkelgeometrien ist bekanntermaßen die spandickenbedingte höhere Vorschubkraft eine Ursache für diesem Umstand. Allerdings bewirkt auch die Makrogeometrie an sich unterschiedliche Schädigungs- und Spannungsausprägungen in und zwischen den decklagennahen Einzellagen (vgl. *Abschnitt 6.3*). Somit ist die Abbildbarkeit der Spitzenwinkeleinflüsse von hoher Relevanz für die Anwendbarkeit des FEM-Modells.

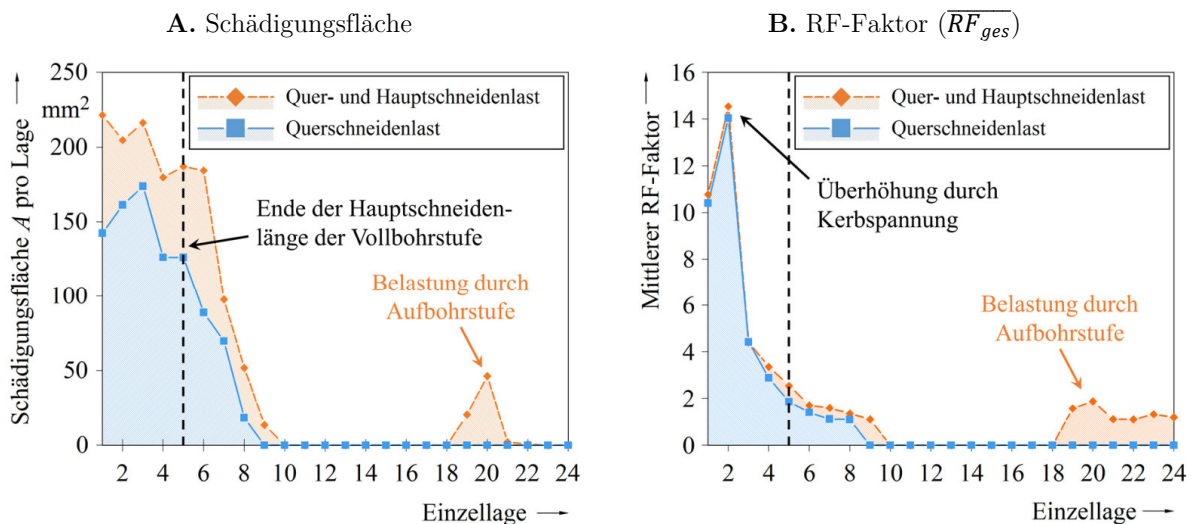
Zur Überprüfung dieser Zusammenhänge wurden die Extremwerte der verwendeten Spitzenwinkel mit unterschiedlichen Lasten beaufschlagt. *Bild 7-5* zeigt hierzu die Ausprägung der Reservefaktoren für die ersten fünf Lagen welche von der unteren Decklage (Lage 1) ausgehend aufsteigend nummeriert sind. Verglichen werden die Spitzenwinkel  $\sigma_{70^\circ}$  bei Originallast,  $\sigma_{130^\circ}$  bei Originallast und ergänzend  $\sigma_{130^\circ}$  beaufschlagt mit den Zerspankräften von  $\sigma_{70^\circ}$  (reduzierte Last). Die Werkzeugposition und die Belastungsrandbedingungen entsprechen *Bild 7-3* und *Bild 7-4* bei stabilen Bearbeitungsbedingungen.



**Bild 7-5** Quasi-statische Simulation der spannungsspezifischen Reservefaktoren und der geschädigten Fläche in den ersten fünf Einzellen bei der stabilen Bohrbearbeitung mit  $\sigma_{130^\circ}$  und  $\sigma_{70^\circ}$ . Berechnungen aus [190].

Die grundsätzliche Orientierung der Spannungsfelder in Abhängigkeit von der Einzella-  
genorientierung ist für alle drei Berechnungsvarianten übereinstimmend. Dies hängt ins-  
besondere damit zusammen, dass die höchste Flächenpressung im Bereich der Quer-  
schneide entsteht. Die Querschneidenlast beeinflusst somit auch die Folgelagen in ihren  
Spannungsverteilungen charakteristisch. Da gemäß den Experimenten für  $\sigma_{130^\circ}$  die  
höchste Kraftkomponente für die Querschneide angenommen wurde, weist *Bild 7-5 A* die  
höchsten durchschnittlichen Flächen- und RF-Werte auf.

Die Auswirkungen der Hauptschneidengeometrie sind in *Bild 7-5 B* und *Bild 7-5 C* er-  
sichtlich. Die unterschiedlichen Spitzenwinkel sind in den Abbildungen anhand der un-  
gleichen Durchmesserzunahme der Bohrung mit steigender Lagennummer erkennbar. In  
beiden Fällen wurden die gleichen Lasten für Quer- und Hauptschneide angenommen.  
Aufgrund der unterschiedlichen Spitzenwinkel ist die Fläche zur Lasteinbringung an der  
Hauptschneide bei  $\sigma_{70^\circ}$  jedoch erhöht, was eine geringere Flächenpressung bedeutet und  
somit die Belastungen in den Einzellagen reduziert. Trotz des sehr dominanten Quer-  
schneideneinflusses auf die Spannungsentwicklung in den Einzellagen ist insgesamt eine  
weitere Verringerung der Flächen- und RF-Werte für  $\sigma_{70^\circ}$  erkennbar. Ergänzend sei an  
dieser Stelle der unterschiedliche Lastanteil von Quer- und Hauptschneide bzgl. der Aus-  
wirkungen auf die geschädigte Fläche und den RF-Wert in der Simulation dargestellt.  
*Bild 7-6* zeigt hierzu die Berechnungsergebnisse für alle Einzellagen mit  $\sigma_{130^\circ}$  und den  
Belastungswerten aus *Bild 7-5 A*.



**Bild 7-6** Simulation des Schädigungsanteils der Querschneidenlast in allen Einzellagen bei der stabilen Bohrbearbeitung von M21/T800S mit  $\sigma_{130^\circ}$  ( $F_{z,Qs} = 81,5 \text{ N}$ ,  $F_{c,Qs} = 0 \text{ N}$ ;  $F_{z,Qs+Hs} = 163 \text{ N}$ ,  $F_{c,Qs+Hs} = 53 \text{ N}$ ). Berechnungen aus [190].

In den beiden Diagrammen wurden jeweils die geschädigte Fläche sowie der durchschnittliche RF-Wert dieser Fläche über alle Einzellagen des Werkstückes ausgewertet. Neben der bekannten Berechnungskonstellation aus *Bild 7-5 A*, wurde zusätzlich eine Berechnung mit reiner Querschneidenlast ( $F_z/2$ ) aber gleicher Cut-Off-Geometrie durchgeführt. Aus den Simulationsdaten kann durch den Vergleich der Flächen errechnet werden, dass die Querschneidenlast für 63,5 % der geschädigten Fläche und 73,4 % der Spannungsüberschreitungen verantwortlich ist. Die Hauptschneide von  $\sigma_{130^\circ}$  endet bereits mit der Einzellage 5. Alle weiteren Schädigungsphänomene bis einschließlich Lage 10 sind somit nicht mehr die Folge direkter Beanspruchung der betroffenen Lage.

Der Anstieg der Kurve bei Lage 18 ist der Belastung des Werkstückes durch die Aufbohrstufe geschuldet, welche sich bei dieser Bohrungstiefe bereits vollständig im Eingriff befindet. Bei reiner Querschneidenbelastung kann diese Schädigungsausprägung nicht auftreten. Bezüglich der RF-Werte ist festzuhalten, dass die durchschnittliche Spannung und die absolute Überschreitung der Spannungslimits nahezu unverändert bleibt und sich lediglich im Bereich der Aufbohrstufe unterscheidet. Markant ist außerdem der Peak bei Lage 2, welcher durch das erstmalige Auftreten einer Kerbe in Form der Bohrung durch die Cut-Off-Geometrie verursacht wird.

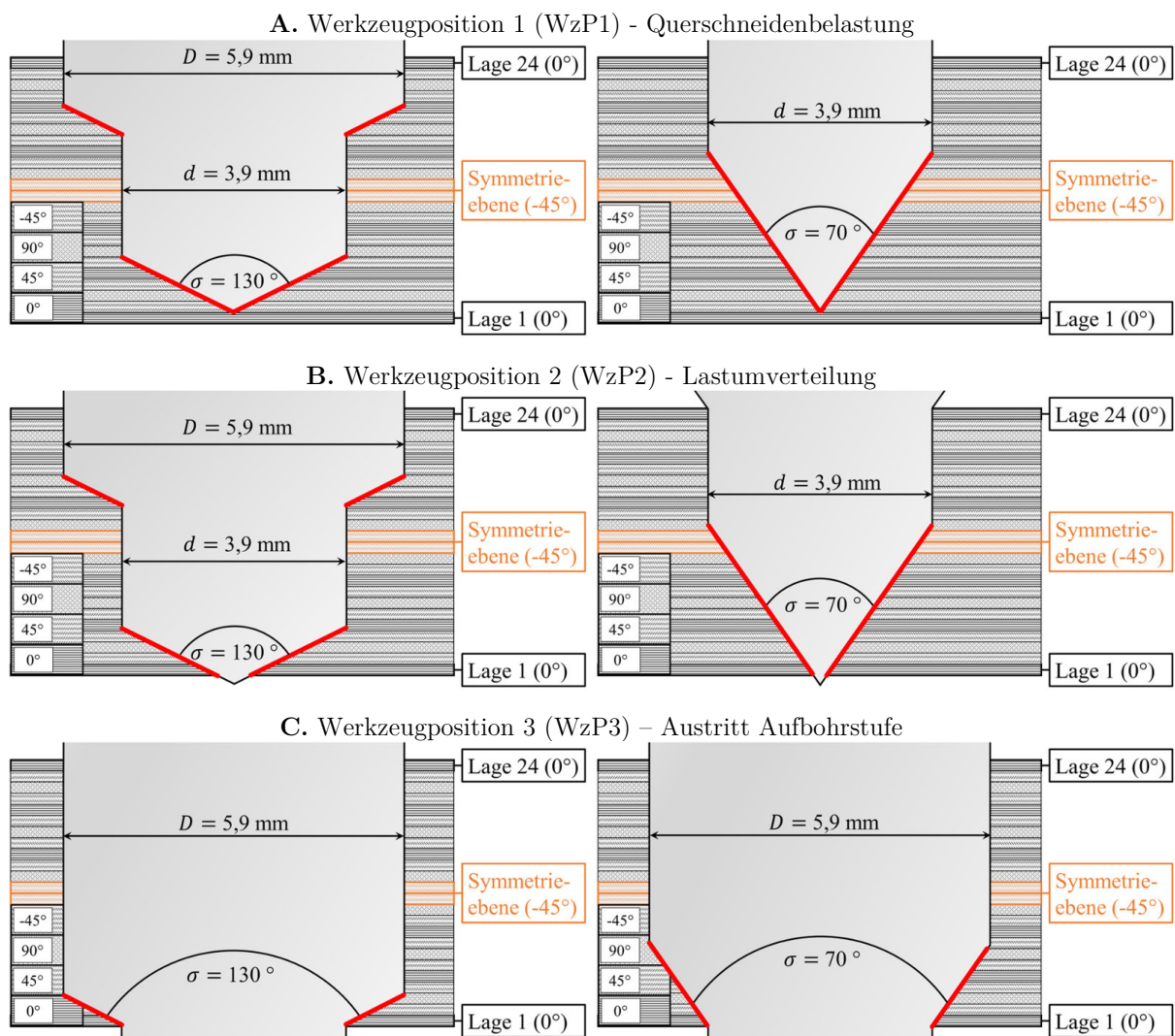
Abschließend ist festzuhalten, dass die Spannungsfelder in *Bild 7-5* sehr gut mit der Faserorientierung in den Einzellagen korrelieren. Auffällig ist aber, dass die Orientierung der geschädigten Fläche in der aktuell betrachteten Lage jeweils der Faserrichtung der vorherigen Einzellage entspricht und damit um  $45^\circ$  phasenverschoben ist. Die maximalen Spannungswerte entstehen somit im Übergangsbereich zweier aufeinanderfolgender Faserorientierungen zwischen den Einzellagen.

## 7.2 Lagenspezifische Spannungsanalyse der Lastumverteilung

Für die lagenspezifische Spannungsanalyse der Lastumverteilung des instationären Bohrprozesses in diesem Abschnitt werden drei unterschiedliche Werkzeugpositionen betrachtet. Diese sind in *Bild 7-7* dargestellt und wurden in Anlehnung an die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in *Abschnitt 5.1* definiert. Für jede der Werkzeugpositionen muss der Cut-Off-Prozess gesondert durchgeführt werden. Werkzeugposition 1 (WzP1, *Bild 7-7 A*) entspricht den Simulationsbedingungen der zuvor erfolgten qualitativen Beurteilung des Simulationsmodells für stabile Bearbeitungsbedingungen. Dabei wird insbesondere die letzte Lage des Werkstückes mit der Querschneidenlast beaufschlagt. Werkzeugposition 2 (WzP2, *Bild 7-7 B*) stellt eine Bohrungstiefe dar, bei welcher die Querschneide bereits vollständig aus dem Material ausgetreten ist.



Im Vergleich zu WzP1 ist das Werkzeug um den Betrag der Einzellagendicke (0,175 mm) in Z-Richtung verschoben. Somit kann die Lastumverteilung an den Hauptschneiden im Relativvergleich zwischen labiler und stabiler Bohrbearbeitung betrachtet werden. In Werkzeugposition 3 (WzP3, Bild 7-7 C) ist der Bohrprozess nahezu abgeschlossen und die Aufbohrstufe steht kurz vor dem Austritt. Das Hauptaugenmerk der Simulation liegt jeweils auf den delaminationsgefährdeten Einzellagen der Werkzeugaustrittsseite des Werkstückes. Für den Abgleich wird für die stabile Bohrbearbeitung eine Bearbeitungsposition  $x = 23,4$  mm (vor dem Grenzbereich) und für die labile Bohrbearbeitung  $x = 81,9$  mm (nach dem Grenzbereich) verwendet.



**Bild 7-7** Unterscheidung der drei Werkzeugpositionen zur quasi-statischen Simulation der labilen Bohrbearbeitung mittels FEM. Dargestellt sind die Werkzeuge  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  **A.** vor dem Querschnitenaustritt, **B.** in der Lastumverteilung und **C.** vor dem Austritt der Aufbohrstufe. Die Lagenabfolge entspricht dem mittensymmetrischen QI-Laminat mit  $0^\circ$ -DLO.

Die eingesetzten Kraftwerte legen den zweiten Untersuchungspunkt der experimentellen Hauptversuchsreihe zugrunde und wurden aus den entsprechenden Messdaten sowie den zugehörigen Zerspankraftsimulationen übernommen. Diesbezüglich muss zusätzlich auf die folgenden vereinfachenden Annahmen für die FEM-Simulation hingewiesen werden:

- I. Bei der stabilen Bohrbearbeitung in WzP2 wird mit Querschneidenaustritt eine konstante Reduktion der Vorschublast  $F_z$  um 50 % angenommen, wohingegen bei der labilen Bohrbearbeitung die Vorschubkraft aufgrund der weiterhin vorhandenen Federkraft zu 100 % erhalten bleibt. Der absolute prozentuale Querschneidenanteil an der Gesamtvorschublast wurde auf Basis von [50, 67, 68, 100, 103] definiert.
- II. Um für die Simulation ein reibungskorrigiertes Drehmoment oder die tatsächliche Schnittkraft  $F_c$  an den Hauptschneiden annehmen zu können, wurde diese Last unter Zuhilfenahme des verifizierten Schnittkraftmodells in *Abschnitt 6.4* berechnet. Ausnahmen hiervon bilden die Drehmomentspitzen bei der labilen Bohrbearbeitung in WzP2, welche mit besagtem Modell nicht abgebildet werden können.
- III. Die Festlegung der beiden Bearbeitungspositionen für die FEM-Simulation basiert auf der Annahme, dass vor dem Grenzbereich keine ausgeprägte Rückfederung stattfindet und nach dem Grenzbereich für alle labilen Bohrprozesse eine eindeutige Lastumverteilung stattfindet. Das Maß der Rückfederung selbst ist nicht quantifizierbar und somit eine bearbeitungspositionsabhängige FEM-Simulation im Übergangsbereich nicht sinnvoll.

Die angenommenen Lasten sind schematisch in nachfolgender *Tabelle 7-2* für alle Spitzenwinkelgeometrien allgemeingültig spezifiziert:

**Tabelle 7-2** Allgemeingültige Spezifizierung der angenommenen Lasten für die quasi-statische FEM-Simulation des instationären Bohrprozesses.

Werkzeug- position	Stabil ( $x = 23,4$ mm)		Labil ( $x = 81,9$ mm)	
	Vorschubkraft	Schnittkraft	Vorschubkraft	Schnittkraft
WzP1	$F_{z,max}(Exp.)$	$F_{c,max}(Sim.)$	$F_{z,max}(Exp.)$	$F_{c,max}(Sim.)$
WzP2	$0,5 * F_{z,max}(Exp.)$	$F_{c,max}(Sim.)$	$F_{z,max}(Exp.)$	$F_{c,max}(Exp.)$
WzP3	$F_{z,aufbohren}(Exp.)$	$F_{c,aufbohren}(Sim.)$	$F_{z,aufbohren}(Exp.)$	$F_{c,aufbohren}(Sim.)$



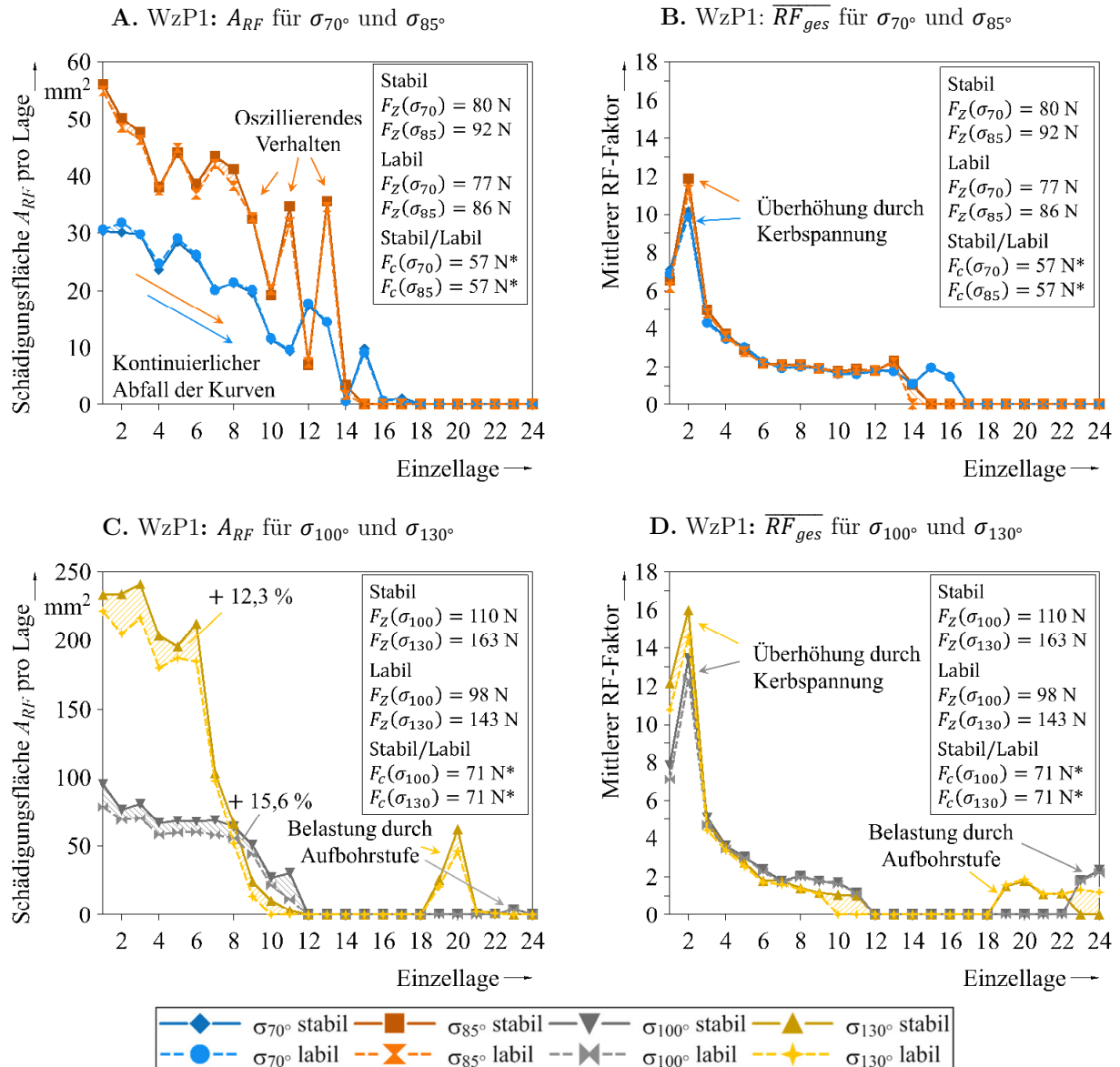
Für alle Berechnungen wird nachfolgend die Darstellungsweise nach *Bild 7-6* gewählt, um die Belastungssituation aller Einzellagen bei unterschiedlichen Spitzenwinkelgeometrien zu analysieren. Die Diskussion erfolgt werkzeugpositionsspezifisch und erläutert die Korrelation zwischen dem mittleren Reservefaktor  $\overline{RF}_{ges}$  oder der geschädigten Fläche  $A_{RF}$  mit der herrschenden Belastungssituation (WzP1, WzP2, WzP3) und den Spitzenwinkeln  $\sigma_{70^\circ}$ ,  $\sigma_{85^\circ}$ ,  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ .

#### **a. Analyse zur Werkzeugposition 1 (WzP1)**

Die Grundform der Verlaufskurven in *Bild 7-8* stimmt für alle vier Spitzenwinkelgeometrien mit der aus *Bild 7-6* überein. Dementsprechend ist hier vor allem der Querschneideinfluss für die Schädigungsentstehung verantwortlich. Mit zunehmendem Spitzenwinkel steigen auch die geschädigte Fläche sowie der mittlere Reservefaktor.

Gleichzeitig spiegeln sich auch die unterschiedlichen Hauptschneidenhöhen in den Berechnungsergebnissen wider. Die Spitzenwinkel  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  weisen absolut die höchste flächige Schädigung auf, welche sich hauptsächlich auf die ersten neun oder sieben Lagen verteilt. Zudem ist für beide Geometrien eine Belastung von Einzellagen oberhalb der 18. Lage erkennbar.  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$  haben geometriebedingt keine Schneiden in diesem Bereich im Eingriff, wodurch die Spannungen sowie die geschädigte Fläche in diesem Bereich auf Nullniveau verbleiben. Bezüglich des Verlaufs der RF-Werte bestätigt sich die Beobachtung bezüglich des Spannungspeaks in der zweiten Lage für alle vier Spitzenwinkelgeometrien, welcher auf die Kerbwirkung des Negativ-Abbildes der Bohrung zurückzuführen ist.

Insgesamt reagiert der Flächenkennwert  $A_{RF}$  sensibler auf die unterschiedlichen Belastungssituationen in den vier Bearbeitungsfällen als der RF-Wert. Diesbezüglich muss darauf hingewiesen werden, dass der mittlere Reservefaktor über die Anzahl der Netzelemente errechnet wird. Modellbedingt ist die Anzahl der Netzelemente im Querschneidenbereich besonders hoch was einen systematischen Fehler in diesem Bereich hervorruufen kann. Eine flächennormierte Auswertung von  $\overline{RF}_{ges}$  kann in ANSYS nach aktuellem Kenntnisstand nicht durchgeführt werden.



**Bild 7-8** Quasi-statische Simulation der A./C. Schädigungsfläche und der B./D. Reservefaktoren aller Einzellagen für die stabile und die labile Bohrbearbeitung in M21/T800S mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln in WzP1.

\*Schnittkräfte gemäß Schnittkraftmodell ohne Reibungsanteil. Berechnungen aus [190].

Vergleicht man die labile und die stabile Bearbeitungssituation, fällt auf, dass die Berechnungswerte für beide Kennwerte nahezu identisch sind. Vor allem bei kleinen Spitzenwinkeln haben schon die experimentellen Daten gezeigt, dass die Verringerung der Vorschubkraft mit hoher lokaler Nachgiebigkeit gering ausfällt. Dies ist auch in den dargestellten Berechnungsergebnissen sichtbar. Bei höheren Spitzenwinkeln betragen die Abweichungen in der Fläche ca. 15,6 % für  $\sigma_{100^\circ}$  und 12,3 % für  $\sigma_{130^\circ}$ . Diese Abweichungen sind proportional zur nachgiebigkeitsabhängigen Vorschubkraftreduktion dieser beiden Werkzeuggeometrien. Gleichermaßen zeigt sich auf Basis dieses Vergleiches, dass eine werkstückverformungsbedingte Erhöhung der Gesamtschädigung im Bohrprozess auszuschließen ist.

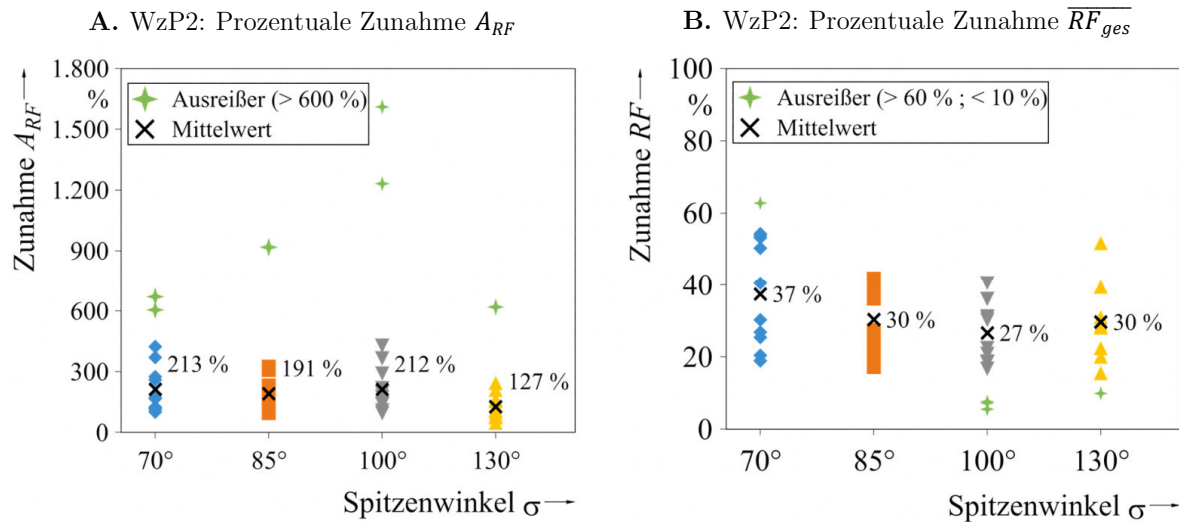
Generell konnten in der Simulation im gesamten Werkstück keine Überschreitungen von Spannungslimits aufgrund der Werkstückbiegung festgestellt werden. In den Berechnungsverläufen sind zudem in unregelmäßigen Abständen Hochpunkte und Täler mit insgesamt abnehmendem Trend über die Lagenanzahl ersichtlich. Auf Basis von *Bild 7-8* kann an dieser Stelle noch keine systematische Ursache beschrieben werden, da dieses Phänomen insbesondere von der Querschneidenbelastung verfälscht wird. Eine genauere Betrachtung ist in der Analyse von Werkzeugposition 2 (WzP2) möglich, da hier der Querschneideneinfluss gänzlich ausgeschlossen werden kann.

#### **b. Analyse zur Werkzeugposition 2 (WzP2)**

Wie bereits zuvor beschrieben soll in Werkzeugposition 2 allem voran die Lastumverteilung nach *Capello* als Randbedingung zugrunde gelegt werden. Die Vorgehensweise wurde bereits eingehend erläutert und dementsprechend können die Auswirkungen auf die Einzellagen in *Bild 7-9* dargestellt werden. Im Gegensatz zu *Bild 7-8* ist bei keiner der Spitzenwinkelgeometrien ein eindeutig abnehmender Trend der Flächen- und RF-Werte mit zunehmender Lagennummer erkennbar. Vielmehr zeichnen sich die Kurven im Bereich des Schneideneingriffs durch ein oszillierendes Verhalten um ein konstantes Schädigungs- und Spannungsniveau aus. Des Weiteren ist nun für  $\sigma_{85^\circ}$  ein Schädigungspeak bei Einzellage 23 ersichtlich. Dieser resultiert aus der Verschiebung des Werkzeuges in z-Richtung um eine Lagendicke ausgehend von WzP1.

Bei ausreichend langer Hauptschneide ( $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$  in *Bild 7-9 A/B*) können die Täler der Kurven einer Faserorientierung von  $90^\circ$  und die Hochpunkte eine Faserorientierung von  $0^\circ$  zugeordnet werden. Die FEM-Simulation spiegelt damit die Abhängigkeit der Zerspankraftkomponenten von der Faserorientierung gemäß den Ausführungen in *Abschnitt 2.2* wider. Bei  $90^\circ$  Faserorientierung besteht im Simulationsmodell zwischen Hauptschneide und Faser ein Fasertrennwinkel von  $90^\circ$ . In dieser Konstellation nehmen in erster Linie die Fasern die Vorschublast auf, was aufgrund der hohen Festigkeit zu geringen Spannungen in der Einzellage führt. Im Gegensatz dazu ist die Matrixfestigkeit sehr gering, was sich bei einem lagenbezogenen Fasertrennwinkel von  $0^\circ$  in einer stärkeren Schädigungsausprägung in den betroffenen Lagen widerspiegelt.

Diese Zuordnung ist tendenziell auch bei geringeren Hauptschneidenlängen ( $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$  in *Bild 7-9 C/D*) ersichtlich lässt sich aber lediglich bei kleineren Spitzenwinkeln im Diagrammvergleich reproduzierbar nachweisen. Abweichend von *Bild 7-8* mit WzP1 zeigen sich im Vergleich des labilen und des stabilen Bohrprozesses bei WzP2 Erhöhungen der Schädigungskennwerte für die höhere lokale Nachgiebigkeit. Eine Zusammenfassung der prozentualen Erhöhung des simulierten Schädigungsmaßes auf Basis von  $A_{RF}$  und  $\overline{RF_{ges}}$  zeigt nachfolgendes *Bild 7-10*.



**Bild 7-10** Prozentuale Erhöhung der einzellagenspezifischen **A.** Schädigungsfläche und der **B.** Reservefaktoren durch die Lastumverteilung bei der labilen Bohrbearbeitung von M21/T800S mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln bei WzP2.

Hierzu wurde die Erhöhung der Schädigung vom stabilen zum labilen Bearbeitungsprozess für jede Einzellage mit  $A_{RF}$  und  $\overline{RF}_{ges} > 0$  berechnet. Je nach Eingriffsbedingungen und Spitzenwinkelgeometrie liegt der jeweiligen Auswertung eine vergleichsweise geringe Anzahl von 11-13 einzellagespezifischen Schädigungskennwerten zugrunde. Zudem erfolgt die Auswertung einzellagenübergreifend mit nicht vergleichbaren Randbedingungen bzgl. der Faserorientierung und des Belastungszustandes. Die oszillierende Form der Simulationskurven beeinflusst die statistische Verteilung maßgeblich und erlaubt somit keine aussagekräftige Analyse unter diesem Gesichtspunkt. Um die grundsätzlichen Wertebereiche der Schädigungszunahme zu veranschaulichen wurde daher ein Einzelwertdiagramm verwendet.

Aufgrund der Verteilung der Einzelwerte wurden für die Schädigungsfläche Schädigungserhöhungen über 600 % und für den Reservefaktor Schädigungszunahmen oberhalb von 60 % sowie unterhalb von 10 % als Ausreißer angesehen. Die betroffenen Werte treten spitzenwinkelübergreifend stets in Einzellagen auf, welche nicht direkt durch Hauptschneiden belastet werden.

Sie sind also die Folge des Spannungsabbaus mit zunehmender Lagennummer. Dieser erfolgt in den Simulationen nicht immer reproduzierbar und wird u.a. von der Höhe der Belastung der letzten direkt beanspruchten Lage sowie deren Faserorientierung beeinflusst. Die Berechnung der Mittelwerte wurde stets unter Vernachlässigung der dargestellten Ausreißer berechnet, um die Robustheit des Kennwertes zu erhöhen.

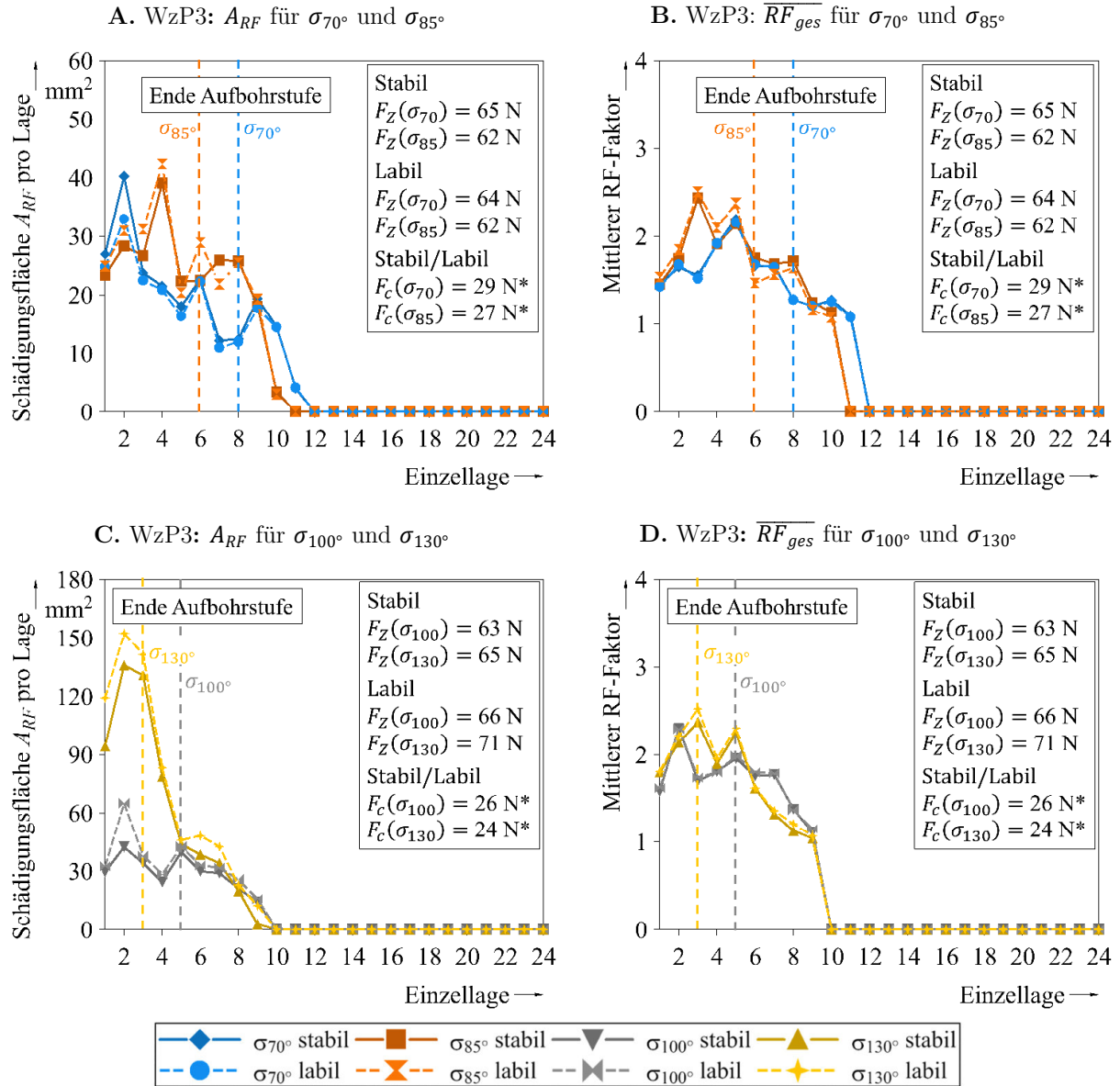
Bei der simulierten Lastumverteilung unter den gegebenen Randbedingungen umfasst der Wertebereich spitzenwinkelübergreifend eine prozentuale Erhöhung von  $A_{RF}$  zwischen 81 % und 383 %. Die Zunahme von  $\overline{RF}_{ges}$  fällt mit Werten von 17 % bis 54 % geringer aus. Dies ist der geringeren Sensibilität gegenüber den angenommenen Laständerungen geschuldet. Nimmt man die Ausreißer bereinigten arithmetischen Mittel der dargestellten Daten als Richtgröße für die Schädigungserhöhung bei quasi-statischer Belastung, kann im Rahmen der Untersuchungen der Lastumverteilung eine spitzenwinkelunabhängige mittlere Erhöhung der Schädigungsfläche um 203 % angegeben werden. Für den Reservefaktor beträgt die Erhöhung 30 %.

### c. Analyse zur Werkzeugposition 3 (WzP3)

Da WzP3 das Ende des Aufbohrprozesses darstellt beschränkt sich die Auswertung der Spannungs- und Schädigungsentwicklung in *Bild 7-11* auf die ersten 13 Einzellagen. Des Weiteren kann die quasi-statische Betrachtung der genannten Werkzeugposition nur dann als repräsentativ angesehen werden, sofern ein zwei- oder mehrfacher Rückfederprozess vorliegt. Die dynamische Belastung des labilen Bohrprozesses mit einmaligen Rückfederprozess ist in der quasi-statischen FEM-Simulation von WzP3 nicht adäquat nachbildbar, da sich das Werkstück hierbei bereits über einen längeren Zeitraum in der Rückfederbewegung befindet. Aus diesem Zustand können keine definierten Randbedingungen für die Simulation hergeleitet werden.

Auch für WzP3 zeichnet sich die Abhängigkeit der Schädigungskennwerte von der Spitzenwinkelgeometrie ab und ergibt für  $\sigma_{130^\circ}$  die höchsten Werte. Da für diesen Bearbeitungsschritt keine Lastumverteilung angenommen wird und neben den geringfügig variierenden Kräften lediglich die lokale Nachgiebigkeit geändert wird, stimmen die Kurvenverläufe für den labilen und den stabilen Bearbeitungsprozess bei jeder Spitzenwinkelgeometrie für sich miteinander überein. Die geringfügigen Abweichungen rühren von den Streuungen der experimentell ermittelten Kraftwerte her. Gleichzeitig bleiben die Flächenschäden und die RF-Werte in den ersten Lagen auf näherungsweise konstantem Niveau, wie es bereits bei WzP2 beobachtet werden konnte. Das oszillierende Verhalten aus WzP2 gemäß *Bild 7-9* bildet sich in den Kurven von WzP3 allerdings nicht eindeutig aus.

Als Ursache wird die geringe Schneidenbreite  $b$  vermutet, welche eine sehr konzentrierte Lasteinleitung zur Folge hat. Dies wird vor allem bei  $\sigma_{130^\circ}$  deutlich, da sich die direkte Einzellagenbelastung hier auf die ersten drei Lagen beschränkt. Der Abfall der Kurven wird jeweils mit Überschreiten der verbleibenden Hauptschneidenhöhe eingeleitet.



**Bild 7-11** Quasi-statische Simulation der A./C. Schädigungsfläche und der B./D. Reservefaktoren aller Einzellagen für die stabile und die labile Bohrbearbeitung in M21/T800S mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln in WzP3.

\*Schnittkräfte gemäß Schnittkraftmodell ohne Reibungsanteil. Berechnungen aus [190]

Betrachtet man die Kurven der stabilen Bohrbearbeitung in WzP2 im Vergleich zu WzP3 und berücksichtigt dabei die angenommenen Lasten, ist klar ersichtlich, dass die Lastreduktion um 50 % mit Wegfall der Querschneide tendenziell zu hoch angesetzt worden ist. Insbesondere bei  $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$  sind die einzellagenbezogene maximalen Flächenschädigungskennwerte in WzP3 um bis zu 63 % höher, obwohl sie näherungsweise das gleiche Niveau der stabilen Bohrbearbeitung von WzP2 haben müssten.

Als Grundlage für diese Annahme kann die spezifische Vorschubkraft herangezogen werden. Des Weiteren wurde bereits erläutert, dass bei  $\sigma_{70^\circ}$  und bei  $\sigma_{85^\circ}$  zum Zeitpunkt der experimentellen Maximalkraftermittlung nicht der volle Werkzeugdurchmesser im Eingriff ist. Die Halbierung der Lastwerte in der FEM hat für diese Spitzenwinkelgeometrien aufgrund der variierenden Eingriffsbedingungen einen höheren Einfluss als für  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ . Dies erhöht zusätzlich die Abweichungen zwischen WzP2 und WzP3 bei kleinen Spitzenwinkeln. Trotz der höheren Last von WzP3 im Vergleich zu WzP2, weist WzP3 bei allen Spitzenwinkelgeometrien die geringeren Überschreitungen der Spannungslimits auf. Dies bestätigt abschließend, dass der Aufbohrprozess insgesamt nur geringfügige initiale Risse oder Schäden hervorrufen kann, ggf. aber bereits vorhandene Schäden weiter vergrößert.



## 8 Zusammenfassung

Mit dem Ziel ein verbessertes Prozessverständnis für instationäre Bohrprozesse in CFK zu erlangen, umfasst die Arbeit eine mehrstufige experimentelle und theoretische Analyse der labilen Bohrbearbeitung unter verschiedenen Bearbeitungsbedingungen. Im Vergleich zu bisherigen Publikationen wurde erstmals eine praxisnahe Stufenbohrergeometrie für den labilen Bohrprozess verwendet. Die Makrogeometrie des VHM-Werkzeuges wurde hinsichtlich des Spitzenwinkels ( $\sigma_{70^\circ}$ ,  $\sigma_{85^\circ}$ ,  $\sigma_{100^\circ}$  und  $\sigma_{130^\circ}$ ) und des Werkzeugverschleißes ( $r_{\beta} = 10\text{-}50\text{ }\mu\text{m}$ ) im Bohrprozess variiert. Als vergleichender primärer Versuchsaufbau wurde der einseitig eingespannte Biegebalken unter Verwendung des luftfahrttypischen CFK-Laminats M21/T800S im quasi-isotropen, mittensymmetrischen Lagenaufbau verwendet. Mit der Änderung der Auskragung und der Bohrposition der Balkenproben bei gleichbleibender Materialdicke und -breite wurde die lokale Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle verändert.

In der qualitativen Betrachtung des labilen Bohrprozesses mit Stufenbohrer wurden Kernaspekte der Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück im Bearbeitungsprozess herausgearbeitet. Durch die Variation des Spitzenwinkels und der Schneidkantenverrundung bei unterschiedlichen lokalen Nachgiebigkeiten an der Bearbeitungsstelle wurden in der Austrittsphase der labilen Bohrbearbeitung unterschiedliche Arten von Rückfederprozessen identifiziert. Ausschlaggebend für die Ausprägung der Rückfederung des Werkstückes ist der Werkzeugwiderstand gegen die Werkstückbewegung. Dieser wird entweder durch eine Erhöhung des Verschleißzustandes vergrößert oder aber durch einen höheren Spitzenwinkel. Große Verschleißgrade der Hauptschneiden haben gleichzeitig auch höhere Werkstückverformungen zur Folge, welche bei Stufenwerkzeugen die Voraussetzung für einstufige Rückfederprozesse sind. Die maximale Durchbiegung muss hierfür die Gesamthauptschneidenhöhe des Werkzeuges überschreiten. Ist diese Bedingung nicht erfüllt, dominieren mehr- und zweistufige Rückfederprozesse den labilen Bohrprozess. Insbesondere kleine Spitzenwinkel begünstigen Austrittsprozesse, bei denen sich das Werkstück niederfrequent auf- und ab bewegt.

Im Rahmen der Untersuchungen tritt unabhängig von der Art der Rückfederbewegung für alle Werkzeuggeometrien mit Überschreiten eines Grenzbereiches zwischen  $6,9\text{ }\mu\text{m/N}$  und  $19,4\text{ }\mu\text{m/N}$  eine Erhöhung der Austrittsdelamination und des maximalen Drehmoments auf. Dieses Phänomen korreliert mit der Entwicklung der relativen Vorschubgeschwindigkeit und der damit verbundenen Erhöhung des Spanungsquerschnittes.

Durch die Berechnung der relativen Vorschubgeschwindigkeit über die Ableitung der Werkstückverformung konnte die Verminderung der maximalen Vorschubkraft bei labilen Bohrprozessen im Vergleich zur konventionellen, stabilen Bohrbearbeitung begründet werden. Es hat sich gezeigt, dass der tatsächliche Maschinenvorschub während des instationären Bohrprozesses nicht oder nur zu Teilen erreicht wird. Insgesamt gehen die Drehmomentspitzen nach Überschreiten des Grenzbereichs stets mit einer Erhöhung der relativen Vorschubgeschwindigkeit und einer erhöhten Spanungsdicke einher. Untermauert wird dies durch die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen kontinuierlicher Spanbildung während des Rückfederprozesses, welche einen reinen Stanzeffekt widerlegen.

Weiterführende theoretische und experimentelle Analysen haben dargelegt, dass die Beeinflussung des instationären Bohrprozesses durch Schwingungen vernachlässigt werden kann. Als Hauptbezugsgröße ist die Betrachtung der lokalen Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle ausreichend. Während des Zahneingriffs treten ausschließlich Vielfache der Zahneingriffsfrequenz mit geringen Wegamplituden im einstelligen  $\mu\text{m}$ -Bereich auf. Gedämpfte Eigenschwingungen der Biegebalkenproben konnten nicht festgestellt werden. Die Rückfederbewegung des Werkstückes an sich könnte ggf. als *stark* bis *sehr stark gedämpfte* Schwingung beschrieben werden. Für einstufige Rückfederprozesse konnte diesbezüglich ein Dämpfungsgrad zwischen 0,87 und 0,92 ermittelt werden. Aufgrund der stark variierenden Austrittsprozesse in Abhängigkeit von der Werkzeugmakrogeometrie und der damit verbundenen Änderung der Dämpfungscharakteristik ist eine eindeutige Zuordnung des Dämpfungsverhaltens aber nur empirisch möglich und nicht zielführend. Die STFT-Analyse von Rückfederprozessen des instationären Bohrprozesses weist außerdem darauf hin, dass während der Rückfederbewegung ausschließlich Frequenzen im unteren zweistelligen Bereich vorherrschen ( $f < 40 \text{ Hz}$ ). Die auftretenden Frequenzbänder während dieses Zeitraums können analog zur Akustik als *Knall*-Phänomen beschrieben werden. Aufgrund dieser Tatsache ist eine schwingungsbasierte Modellierung der Rückfederbewegung fragwürdig. Im Zuge der Experimente hat sich außerdem gezeigt, dass unter gleichbleibenden Bearbeitungsbedingungen und variierender Auskragung eine konstante Rückfedergeschwindigkeit und -frequenz auf Basis der ersten Halbamplitude der Rückfederbewegung eingestellt. Beide Werte müssen somit als spezifisch für die lokale Nachgiebigkeit und die Werkzeuggeometrie angesehen werden.

Alle relevanten Prozessgrößen des instationären Bohrprozesses wurden im Zuge der Untersuchungen in umfangreichem Maße quantifiziert. So hat das Überschreiten des Grenzbereichs weitreichende Auswirkungen auf die maximalen Vorschubkräfte und Drehmomente sowie die relative Vorschubgeschwindigkeit und die Austrittsdelamination.

Grundsätzlich erhöht sich die Ausweichbewegung des Werkstückes aufgrund der schlechten Trennfähigkeit und der höheren spezifischen Vorschubkräfte mit zunehmendem Verschleißgrad der Werkzeuge. Diesbezüglich konnte eine Verringerung der Vorschubkraft bei der labilen Bohrbearbeitung von bis zu 18 % mit  $\sigma_{130^\circ}$  ermittelt werden. Gleichzeitig entstehen beim Rückfederprozess Drehmomentspitzen, welche durchschnittlich zwischen 227 % und 355 % über dem Niveau des konventionellen Bearbeitungsprozesses liegen. Die relative Vorschubgeschwindigkeit erhöht sich zu diesen Zeitpunkten bei scharfen Werkzeugen um maximal Faktor 24 ( $\sigma_{70^\circ}$ ) im Verhältnis zum Maschinenvorschub. In der Summe hat dies eine Erhöhung der Austrittsdelamination zur Folge. Das Niveau der Schädigung kann vor und nach dem Grenzbereich als näherungsweise konstant angesehen werden. Je nach Spitzenwinkel und Verschleißzustand beträgt die relative Differenz der beiden Schädigungsniveaus zwischen 29 % ( $\sigma_{100^\circ}$ ) und 95 % ( $\sigma_{70^\circ}$ ). Auf Basis der erfassten Größen ist die Werkzeuggeometrie  $\sigma_{100^\circ}$  für den instationären Bohrprozess am besten geeignet. Während bei kleinen Spitzenwinkeln ( $\sigma_{70^\circ}$  und  $\sigma_{85^\circ}$ ) eine höhere Geschwindigkeitszunahme zu verzeichnen ist, ist bei großen Spitzenwinkeln ( $\sigma_{130^\circ}$ ) vor allem die decklagennahe Lasteinleitung kritisch. Der Spitzenwinkel  $\sigma_{100^\circ}$  bietet diesbezüglich den geeignetsten Kompromiss.

Als Sonderfall der experimentellen Untersuchungen zur labilen Bohrbearbeitung wurde die lokale Nachgiebigkeit des Werkstückes durch die Anwendung einer beidseitigen Einspannung sowie durch die Änderung des Lagenaufbaus variiert. Unter der Randbedingung der gleichen lokalen Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle haben sich keine Abweichungen der Delaminationsfaktoren zwischen den unterschiedlichen Bearbeitungssituationen gezeigt. Die Schädigungskennwerte lagen dementsprechend stets im Streubereich der Vergleichsmessungen. Gleiches gilt für Vergleichsmessungen mit unterschiedlichen schwingfähigen Massen im Falle der Bearbeitung des einseitig eingespannten Biegebalkens. Insgesamt wird dadurch das Ergebnis der Betrachtung zur Werkstückdynamik untermauert und die lokale Nachgiebigkeit als Bezugsgröße bestätigt.

Die eingehende Analyse der Bewegungskinetik des Werkstückes relativ zum Werkzeug hat die Entwicklung eines zweidimensionalen Modells zur Berechnung der resultierenden maximalen Formabweichungen im instationären Bohrprozess ermöglicht. Die Konturberechnung basiert auf der Biegelinie des einseitig eingespannten Biegebalkens und den zugehörigen Biegewinkeln an der Bearbeitungsposition. Der inkrementelle Berechnungsansatz berücksichtigt dabei die Werkzeuggeometrie, die Werkstückmaße und die herrschenden Lasten und Verformungen. Der Grundalgorithmus ist für eine einfache Rückfederbewegung ausgelegt, kann aber unter mehrfacher Anwendung auch für andere Ausprägungen des Rückfederprozesses angewandt werden.

Da es sich bei der Bohrungskontur um eine zweidimensionale Größe handelt, ist die Berechnung von Qualitätskenngrößen wie der Zylindrizität und dem mittleren Bohrungsdurchmesser nicht möglich. Die Verifizierung des Modelles erfolgte an exemplarisch vermessenen Einzelbohrungen, deren maximale Abweichungen in der modellierten Ebene mit einer Genauigkeit von bis zu  $21,3 \mu\text{m} \pm 7,2 \mu\text{m}$  vorhergesagt werden können. Hinsichtlich der vereinfachten trigonometrischen Annahmen und der grundsätzlichen werkstoffspezifischen Streuungen, welche auch die taktile Konturmessung beeinflussen können, ist diese Genauigkeit akzeptabel. Eine Erweiterung des Modells in die dritte Dimension und die Berücksichtigung von Torsionsbohrungen wurde nicht thematisiert. Ergänzend wurde eine Auswertung der Zylindrizität und des mittleren Bohrungsdurchmessers der labilen Bohrserie mit  $\sigma_{130^\circ}$  durchgeführt. Trotz der höchsten Verformungen dieser Versuchsreihe, können die resultierenden Bohrungen den Passungstoleranzklassen zwischen IT8 und IT10 zugeordnet werden.

Auf Basis der Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen wurde ein Zerspankraftmodell zur zeitabhängigen Berechnung der Vorschub- und Schnittkräfte für stabile und labile Bearbeitungsprozesse in CFK entwickelt. Dem Modell liegt eine Variante des Schnittkraftmodells nach *Kienzle* zugrunde, welche die direkte Berücksichtigung der Schneidkantenverrundung über den Quotienten  $h/r_\beta$  zulässt. Ermöglicht wird dies durch die Annahme eines ploughing-dominierten Bearbeitungsprozesses für die gegebenen Spannungsdicken bei der Makrozerspaltung von CFK. Im Rahmen der Untersuchungen wurde der mittlere effektive Spanwinkel in Abhängigkeit von der Schneidkantenverrundung und vom Werkzeugradius betrachtet. Aus den durchgeführten Berechnungen kann gefolgert werden, dass bei  $f \leq 0,06 \text{ mm/U}$  und  $r_\beta \geq 15 \mu\text{m}$  die mittleren effektiven Spanwinkel aller Spitzenwinkel stets negativ sind und die Änderungen des Winkels über den Werkzeugradius vernachlässigbar sind. Bezogen auf  $\sigma_{100^\circ}$  sind dadurch mittlere effektive Spanwinkel zwischen  $-17^\circ$  ( $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ ) und  $-45^\circ$  ( $r_\beta = 35 \mu\text{m}$ ) für  $f = 0,06 \text{ mm/U}$  anzunehmen. Damit ist eine Grundvoraussetzung für ploughing-dominierte Zerspaltung erfüllt.

Basis für das Zerspaltungsmodell sind die verfahrensbezogenen spezifischen Schnittkräfte, welche für die vier Spitzenwinkelgeometrien in Abhängigkeit von  $h/r_\beta$  bestimmt worden sind. Die Grundwerte der spezifischen Vorschubkraft  $k_{fr1}$  bewegen sich zwischen  $420,7 \text{ N/mm}^2$  ( $\sigma_{70^\circ}$ ) und  $895,5 \text{ N/mm}^2$  ( $\sigma_{130^\circ}$ ) wobei Spitzenwinkel und spezifische Vorschubkraft linear proportional zueinander sind. Die Steigung kann im Rahmen der Untersuchungen mit  $7,97 \text{ N/mm}^2$  pro Grad-Spitzenwinkel bei  $R^2 = 0,989$  angegeben werden.

Sowohl der Grundwert der spezifischen Schnittkraft  $k_{c,r1}$  ist mit  $402 \text{ N/mm}^2$  geometrieübergreifend als konstant anzusehen als auch die Steigungswerte  $m_{c,r1}$  (0,464) und  $m_{f,r1}$  (0,687). Das vorgestellte Schnittkraftmodell besteht aus einer Positionsabfrage des Werkzeuges relativ zum Werkstück, einer Schleifenabfrage zur Ermittlung der relativen Vorschubgeschwindigkeit und der modifizierten Schnittkraftgleichung nach *Kienzle*. Es erlaubt die zeitliche Vorhersage des Querschneidenaustritts für stabile und labile Bohrprozesse mit einer Genauigkeit  $< 100 \text{ ms}$ . Die entstehende maximale Vorschublast lässt sich bis zu diesem Zeitpunkt mit einer Genauigkeit von  $4,4 \%$  vorhersagen und berücksichtigt die Reduktion der maximalen Vorschublast mit zunehmender lokaler Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsposition. Die Berechnung der Schnittkraft kann lediglich auf dem Vergleich der herrschenden Drehmomente bewertet werden. Diesbezüglich bietet das Schnittkraftmodell eine Genauigkeit von  $11,1 \%$ . Insbesondere die Reibanteile während des Bearbeitungsprozesses und das geringere Werteintervall zur Ermittlung der spezifischen Schnittkräfte sind die Ursache für diese höhere Abweichung.

Zur expliziten Simulation des Rückfederprozesses ist das Modell nicht geeignet, da die inkrementelle Berechnung der Gleichgewichtszustände nicht zwischen den unterschiedlichen Rückfederphänomenen differenzieren kann. Des Weiteren ist der Dämpfungseinfluss des Werkzeuges über den Spanungsquerschnitt nicht abbildbar und der Wechsel vom ploughing-dominierten Zerspanungsprozess zum scherdominierten Zerspanungsprozess erfordert eine andere Vorgehensweise bezüglich des Umgangs mit den spezifischen Schnittkräften. Nichtsdestotrotz kann das Modell genutzt werden, um die Anwendbarkeit von Vorschubstrategien oder aber die Maßabweichungen des instationären Bohrprozesses abzuschätzen sowie die maximalen Lasten und Verformungen vorherzusagen.

Eine weitergehende Verifizierung des Schnittkraftmodells wurde daher durch die experimentelle Anwendung von Vorschubstrategien auf Basis des simulierten Zeitpunktes des Querschneidenaustritts durchgeführt. Im Zuge dessen wurden die Drehzahlerhöhung und der Vorschubstopp vor dem Querschneidenaustritt als geeignete Maßnahmen identifiziert, um die Austrittsdelamination nach Überschreiten des Grenznachgiebigkeitsbereichs zu senken. In der Konsequenz verblieben die Delaminationsfaktoren bei unterschiedlichen Verschleißzuständen von  $\sigma_{130^\circ}$  nachgiebigkeitsunabhängig auf konstantem Niveau. Ausschlaggebend hierfür ist die Senkung des maximalen relativen Vorschubs pro Zahn während des Austrittsprozesses der Querschneide um bis zu  $0,56 \text{ mm}$ .

Im Rahmen der quasi-statischen FEM-Simulation des instationären Bohrprozesses wurde ein vereinfachtes Lastmodell auf Basis von Cut-Off-Geometrien entwickelt. Dieses ermöglicht die direkte Belastung der Kontaktflächen mit den Zerspanlasten ohne eine Werkzeugverschiebung und entsprechende Kontaktbedingungen realisieren zu müssen. Dabei können die Cut-Off-Flächen mit der Vorschubkomponente sowie mit der Schnittkraft in Laminebene beaufschlagt werden. Die Analyse erfolgt mittels spannungsspezifischen Reservefaktoren sowie der Fläche, in welcher die entsprechenden Spannungslimits überschritten worden sind. Auf Basis der Berechnungen kann ausgeschlossen werden, dass die Verformungen im Rahmen der Versuche eine Begünstigung der Delaminationsentstehung durch Biegespannungen bewirken. Die initiale Rissentstehung vor dem Querschneidenaustritt ist also unabhängig von der lokalen Nachgiebigkeit an der Bearbeitungsstelle. Dieses Ergebnis wird zusätzlich durch Bohrversuche mit vorgespannten CFK-Proben verifiziert.

In den Untersuchungen wurde erstmalig die Lastumverteilung des instationären Bohrprozesses nach *Capello* rechnerisch nachgebildet. Hierfür wurde nach Querschneidenaustritt die vollständige Federkraft auf die verbleibende Cut-Off-Geometrie der Hauptschneiden veranschlagt. Aus der Simulation konnte dadurch eine Zunahme des inter- und intralaminaren Matrixversagens von durchschnittlich 203 % bezüglich der geschädigten Fläche und 30 % bezüglich der absoluten Spannungserhöhung errechnet werden. Die Möglichkeit der direkten Korrelation der Ergebnisse mit der entstandenen Delamination im Experiment bietet das Modell nicht, da das Risswachstum als fortschreitender Prozess nicht simuliert wird. Durch die quasi-statische Betrachtungsweise der einzelnen Relativpositionen zwischen Werkzeug und Werkstück kann außerdem die Geschwindigkeitskomponente der Rückfederbewegung nicht berücksichtigt werden. Insgesamt bestätigt die Simulation aber die Thesen, welche bereits zuvor im Rahmen der Arbeit auf Basis der experimentellen Untersuchungen mit Hochgeschwindigkeitskamera formuliert worden sind. Hierzu gehört auch die Annahme, dass der Aufbohrprozess in erster Linie als delaminationsverstärkender Faktor fungiert, aber nur geringfügig neue initiale Schäden hervorruft. Hierfür spricht vor allem die geringste Überschreitung der Spannungslimits mit Werten zwischen 1,5 und 1,8.

# Literaturverzeichnis

- [1] G. W. Ehrenstein: "Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften", Hanser-Verlag: 2. Auflage, 2006.
- [2] H. Schürmann: "Konstruieren mit Faserverbundwerkstoffen", Springer-Verlag: 1. Auflage, 2004.
- [3] J. Y. Sheikh-Ahmad: "Machining of polymer matrix composites", Springer-Verlag: 1. Auflage, 2009.
- [4] S. Rummenhöller: "Werkstofforientierte Prozessauslegung für das Fräsen kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe", *Dissertation*, TH Aachen, 1996.
- [5] Plastverarbeiter (dw): "Airbus A350 XWB besteht zu 53 % aus Kohlefaser-Verbundwerkstoffen", <http://www.plastverarbeiter.de/15818/airbus-a350-xwb-besteht-zu-53-aus-kohlefaser-verbundwerkstoffen/>, Zugriff am 05.03.2018.
- [6] E. Witten et al.: "Composites-Marktbericht 2017: Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen", 2017.
- [7] W. Heumer: "Meisterprüfung für den Bohrer", *VDI-Nachrichten*, Heft 37, Seite 13–14, 2014.
- [8] P. Müller-Hummel, J. Richter und B. Möller: "Neue Werkstoffe erfordern neue Allianzen", *Werkstatt und Betrieb*, Heft 10, Seite 66–67, 2018.
- [9] A. Enzenbach et al.: "Trockenbearbeitung von Schichtverbundwerkstoffen im Flugzeugbau", *Impulse*, Heft 65, Seite 40–46, 2018.
- [10] A. Langella und M. Durante: "Comparison of Tensile Strength of Composite Material Elements with Drilled and Molded-in Holes", *Applied Composite Materials*, Band 15, Heft 4-6, Seite 227–239, 2008.
- [11] M. Enßle: "Zusammenspiel von Fertigungsmittel und Zerspanstrategie bei der Bearbeitung von Faserverbund-Bauteilen für die Luftfahrt: Einfluss der Werkstückeinspannung", *Vortrag*, 3. IfW-Tagung, Stuttgart, 22.10.2013.
- [12] S. Klotz et al.: "Influence of Clamping Systems During Drilling Carbon Fiber Reinforced Plastics", *Procedia CIRP*, Band 13, Seite 208–213, 2014.
- [13] M. Neitzel und G. Beresheim: "Handbuch Verbundwerkstoffe", Hanser-Verlag, 2004.
- [14] K. Moser: "Faser-Kunststoff-Verbund: Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen", VDI-Verlag, 1992.
- [15] Toray Carbon Fibers America Inc: "Technical Data Sheet No. CFA-019: Torayca T800S", *Technisches Datenblatt*, Zugriff am 22.03.2018.
- [16] W. Michaeli und M. Wegener: "Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe", Hanser-Verlag, 1989.
- [17] E. Witten: "Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen", Vieweg + Teubner Verlag: 3. Auflage, 2010.
- [18] S. Klotz et al.: "Experimental Investigation of Clamping Systems and the Resulting Change of Cutting Conditions While Drilling Carbon Fiber Reinforced Plastics", *Procedia CIRP*, Band 62, Seite 15–20, 2017.

- [19] F. C. X. Liu: “A review of void formation and its effects on the mechanical performance of carbon fiber reinforced plastic”, *Engineering Transactions*, Band 64, Heft 1, Seite 33–51, 2016.
- [20] M. L. Costa, S. F. M. Almeida und M. C. Rezende: “The influence of porosity on the interlaminar shear strength of carbon/epoxy and carbon/bismaleimide fabric laminates”, *Composites Science and Technology*, Band 61, Heft 14, Seite 2101–2108, 2001.
- [21] M. Ricotta, M. Quaresimin und R. Talreja: “Mode I Strain Energy Release Rate in composite laminates in the presence of voids”, *Composites Science and Technology*, Band 68, Heft 13, Seite 2616–2623, 2008.
- [22] P. Olivier, J. P. Cottu und B. Ferret: “Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates”, *Composites*, Band 26, Heft 7, Seite 509–515, 1995.
- [23] C. Mittelstedt und W. Becker: “Strukturmechanik ebener Lamine”, Technische Universität Darmstadt FB Mechanik: 1. Auflage, 2017.
- [24] A. Puck: “Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis”, Hanser-Verlag, 1996.
- [25] M. J. Laffan et al.: “Translaminar fracture toughness testing of composites: A review”, *Polymer Testing*, Band 31, Heft 3, Seite 481–489, 2012.
- [26] W. König et al.: “Machining of Fibre Reinforced Plastics”, *CIRP Annals*, Band 34, Heft 2, Seite 537–548, 1985.
- [27] H. Hocheng: “Machining technology for composite materials: Principles and practice”, Woodhead Publishing, 2012.
- [28] S. Gordon und M. T. Hillery: “A review of the cutting of composite materials”, *Proceedings of the IMechE*, Band 217, Heft 1, Seite 35–45, 2016.
- [29] R. Teti: “Machining of Composite Materials”, *CIRP Annals*, Band 51, Band 2, Seite 611–634, 2002.
- [30] R. Komanduri: “Machining of fiber- reinforced composites”, *Machining Science and Technology*, Band 1, Heft 1, Seite 113–152, 1997.
- [31] I. P. T. Rajakumar, P. Hariharan und L. Vijayaraghavan: “Drilling of carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites - a review”, *IJMPT*, Band 43, Heft 1-4, Seite 43, 2012.
- [32] J. Davim: “Drilling of composite materials”, Nova Science Publishers, 2009.
- [33] J. Davim, J. Rubio und A. Abrao: “A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates”, *Composites Science and Technology*, Band 67, Heft 9, Seite 1939–1945, 2007.
- [34] E. Brinksmeier, S. Fangmann und R. Rentsch: “Drilling of composites and resulting surface integrity”, *CIRP Annals*, Band 60, Heft 1, Seite 57–60, 2011.
- [35] H. Hocheng und C. C. Tsao: “The path towards delamination-free drilling of composite materials”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 167, Heft 2-3, Seite 251–264, 2005.
- [36] D. Liu, Y. Tang und W. L. Cong: “A review of mechanical drilling for composite laminates”, *Composite Structures*, Band 94, Heft 4, Seite 1265–1279, 2012.



- [37] S. Fangman: “Orbitalbohrstrategien in seriellen Werkstoffverbunden”, *Dissertation*, Universität Bremen (IWT), 2012.
- [38] J. H. Dege: “Kompensation von Durchmesserabweichungen beim Zirkularfräsen von seriellen Verbunden aus CFK und Titan”, *Dissertation*, Universität Hannover, 2012.
- [39] C. Becke: “Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen”, *Dissertation*, Universität Karlsruhe (KIT), 2011.
- [40] R. Zitoune et al.: “Experiment: Calculation comparison of the cutting conditions representative of the long fiber composite drilling phase”, *Composites Science and Technology*, Band 65, Heft 3-4, Seite 455–466, 2005.
- [41] V. Hohensee: “Umrüßbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe durch Fräsen und Laserschneiden”, *Dissertation*, Universität Hannover, 1992.
- [42] M. Ramulu: “Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites”, *Sadhana*, Band 22, Heft 3, Seite 449–472, 1997.
- [43] D. H. Wang, M. Ramulu und D. Arola: “Orthogonal Cutting Mechanisms of Graphite/Epoxy Composite - Part 2: Multi-Directional Laminate”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 35, Heft 12, Seite 1623–1638, 1995.
- [44] K. A. Calzada et al.: “Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced polymer composites”, *Journal of Manufacturing Processes*, Band 14, Heft 2, Seite 141–149, 2012.
- [45] D. Hartmann: “Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe”, *Dissertation*, TU Hamburg-Harburg, 2012
- [46] G. K. Körkel: “Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie”, *Dissertation*, TU Hamburg-Harburg, 2015.
- [47] J. Kindler: “Werkstückqualität und Standzeitorientierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen”, *Dissertation*, TU Hamburg-Harburg, 2010.
- [48] W. Hintze und D. Hartmann: “Modeling of Delamination During Milling of Unidirectional CFRP”, *Procedia CIRP*, Band 8, Seite 444–449, 2013.
- [49] W. Hintze, M. Cordes und G. Koerke: “Influence of weave structure on delamination when milling CFRP”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 216, Seite 199–205, 2015.
- [50] P. A. Graß: “Bohren faserverstärkter Duomere”, *Dissertation*, TH Aachen, 1988.
- [51] G. DiPaolo, S. G. Kapoor und R. E. DeVor: “An Experimental Investigation of the Crack Growth Phenomenon for Drilling of Fiber-Reinforced Composite Materials”, *J. Eng. for Industry*, Band 118, Heft 1, Seite 104, 1996.
- [52] R. S. Anand und K. Patra: “Mechanistic cutting force modelling for micro-drilling of CFRP composite laminates”, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Band 16, Seite 55–63, 2017.

- [53] H. Hocheng und C. K. H. Dharan: “Delamination During Drilling in Composite Laminates”, *J. Eng. for Industry*, Band 112, Heft 3, Seite 236, 1990.
- [54] T. Pfeifroth: “Beitrag zur Verbesserung der spanenden Bohrbearbeitung von CFK auf Basis von Schädigungsmechanismen”, *Dissertation*, Universität Stuttgart (IfW), 2014.
- [55] W. König und P. Graß: “Quality Definition and Assessment in Drilling of Fibre Reinforced Thermosets”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Band 38, Heft 1, Seite 119–124, 1989.
- [56] K. Colligan und M. Ramulu: “The Effect of Edge Trimming on Composite Surface Plies”, *Manufacturing Review*, Band 5, Heft 4, 1993.
- [57] A. M. Abrão et al.: “Drilling of fiber reinforced plastics: A review”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 186, Heft 1-3, Seite 1–7, 2007.
- [58] A. Faraz, D. Biermann und K. Weinert: “Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 49, Heft 15, Seite 1185–1196, 2009.
- [59] A. Faraz: “Experimental study on delamination, mechanical loads and tool wear in drilling of woven composite laminates”, *Dissertation*, Universität Essen, 2011.
- [60] J. Babu et al.: “Assessment of delamination in composite materials: A review”, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers - Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Band 230, Heft 11, Seite 1990–2003, 2016.
- [61] H. Hocheng und C. C. Tsao: “Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 46, Heft 12-13, Seite 1403–1416, 2006.
- [62] J. P. Davim: “Machining composites materials”, Wiley-Verlag, 2010.
- [63] S. Gaugel et al.: “A comparative study on tool wear and laminate damage in drilling of carbon-fiber reinforced polymers (CFRP)”, *Composite Structures*, Band 155, Seite 173–183, 2016.
- [64] A. Haeger et al.: “Non-destructive Detection of Drilling-induced Delamination in CFRP and its Effect on Mechanical Properties”, *Procedia Engineering*, Band 149, Seite 130–142, 2016.
- [65] F. Lissek, J. Tegas und M. Kaufeld: “Damage Quantification for the Machining of CFRP: An Introduction about Characteristic Values Considering Shape and Orientation of Drilling-induced Delamination”, *Procedia Engineering*, Band 149, Seite 2–16, 2016.
- [66] W-C. Chen: “Some experimental investigations in the drilling of Carbon Fiber-Reinforced Plastic (CFRP) Composite Laminates”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 37, Heft 8, Seite 1097–1108, 1997.
- [67] M. S. Won und C. K. H. Dharan: “Chisel Edge and Pilot Hole Effects in Drilling Composite Laminates”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 124, Heft 2, Seite 242, 2002.
- [68] M.-B. Lazar und P. Xirouchakis: “Mechanical load distribution along the main cutting edges in drilling”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 213, Heft 2, Seite 245–260, 2013.
- [69] M. Henerichs: “Bohrbearbeitung von CFK unter besonderer Berücksichtigung der Schneidkantenmikrogeometrie”, *Dissertation*, ETH Zürich, 2015.

- [70] C. Schütte: “Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage”, *Dissertation*, TU Hamburg-Harburg, 2014.
- [71] G. Caprino, L. Nele und L. Santo: “Effect of tool wear on cutting forces in the orthogonal cutting of unidirectional glass fibre-reinforced plastics”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Band 27, Heft 5, Seite 409–415, 1996.
- [72] P. Gluche: “Plasmageschärfte Diamantwerkzeuge für höchste Anforderungen an Schärfe und Verschleißbeständigkeit”, *Vortrag*, 3. IfW-Tagung, Stuttgart, 22.10.2013.
- [73] S. Jain und D. C. H. Yang: “Effects of Feedrate and Chisel Edge on Delamination in Composites Drilling”, *Journal of Engineering for Industry*, Band 115, Heft 4, Seite 398, 1993.
- [74] S. Jain und D. C. H. Yang: “Delamination-Free Drilling of Composite Laminates”, *Journal of Engineering for Industry*, Band 116, Heft 4, Seite 475, 1994.
- [75] C. C. Tsao und H. Hocheng: “The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 43, Heft 11, Seite 1087–1092, 2003.
- [76] H. Hocheng et al.: “Reducing drilling-induced delamination in composite tube by magnetic colloid back-up”, *CIRP Annals*, Band 63, Heft 1, Seite 85–88, 2014.
- [77] C. C. Tsao und H. Hocheng: “Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 45, Heft 11, Seite 1261–1270, 2005.
- [78] C. C. Tsao, H. Hocheng und Y. C. Chen: “Delamination reduction in drilling composite materials by active backup force”, *CIRP Annals*, Band 61, Heft 1, Seite 91–94, 2012.
- [79] C. C. Tsao: “The geometrical effect between stages in step drilling of composite materials”, *IJMPT*, Band 32, Heft 2-3, Seite 202, 2008.
- [80] J. Davim und P. Reis: “Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave-experimental and statistical study”, *Materials & Design*, Band 24, Heft 5, Seite 315–324, 2003.
- [81] J. Davim und P. Reis: “Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments”, *Composite Structures*, Band 59, Heft 4, Seite 481–487, 2003.
- [82] Z. Jia et al.: “Novel drill structure for damage reduction in drilling CFRP composites”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 110, Seite 55–65, 2016.
- [83] HAM Präzision: “Zerspanung von modernen Werkstoffen: Machining of advanced materials”, *Werkzeugkatalog*, Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH.
- [84] E. Kilickap: “Optimization of cutting parameters on delamination based on Taguchi method during drilling of GFRP composite”, *Expert Systems with Applications*, Band 37, Heft 8, Seite 6116–6122, 2010.
- [85] L. M. P. Durão et al.: “Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates”, *Composite Structures*, Band 92, Heft 7, Seite 1545–1550, 2010.
- [86] M. S. Won und C. K. H. Dharan: “Drilling of Aramid and Carbon Fiber Polymer Composites”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 124, Heft 4, Seite 778, 2002.

- [87] N. S. Mohan, A. Ramachandra und S. M. Kulkarni: “Machining of Fiber-reinforced Thermoplastics: Influence of Feed and Drill Size on Thrust Force and Torque during Drilling”, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Band 24, Heft 12, Seite 1247–1257, 2016.
- [88] J. Mathew, N. Ramakrishnan und N. Naik: “Trepanning on unidirectional composites: Delamination studies”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Band 30, Heft 8, Seite 951–959, 1999.
- [89] C. Tsao und H. Hocheng: “Taguchi analysis of delamination associated with various drill bits in drilling of composite material”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 44, Heft 10, Seite 1085–1090, 2004.
- [90] H. Hocheng und C. Tsao: “Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 140, Heft 1-3, Seite 335–339, 2003.
- [91] C. C. Tsao und H. Hocheng: “Effect of tool wear on delamination in drilling composite materials”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Band 49, Heft 8, Seite 983–988, 2007.
- [92] F. Lachaud et al.: “Drilling of composite structures”, *Composite Structures*, Band 52, Heft 3-4, Seite 511–516, 2001.
- [93] N. Shetty et al.: “A review on finite element method for machining of composite materials”, *Composite Structures*, Band 176, Seite 790–802, 2017.
- [94] D. Iliescu et al.: “A discrete element method for the simulation of CFRP cutting”, *Composites Science and Technology*, Band 70, heft 1, Seite 73–80, 2010.
- [95] S. Usui, J. Wadell und T. Marusich: “Finite Element Modeling of Carbon Fiber Composite Orthogonal Cutting and Drilling”, *Procedia CIRP*, Band 14, Seite 211–216, 2014.
- [96] N. D. Chakladar, S. K. Pal und P. Mandal: “Drilling of woven glass fiber-reinforced plastic - an experimental and finite element study”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Band 58, Heft 1-4, Seite 267–278, 2012.
- [97] O. Isbilir und E. Ghassemieh: “Numerical investigation of the effects of drill geometry on drilling induced delamination of carbon fiber reinforced composites”, *Composite Structures*, Band 105, Seite 126–133, 2013.
- [98] P. K. Rakesh et al.: “Delamination in Fiber Reinforced Plastics: A Finite Element Approach”, *Engineering*, Band 3, Heft 5, Seite 549-554.
- [99] L. Durão, M. de Moura und A. T. Marques: “Numerical simulation of the drilling process on carbon/epoxy composite laminates”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Band 37, Heft 9, Seite 1325–1333, 2006.
- [100] R. Zitoune und F. Collombet: “Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Band 38, Heft 3, Seite 858–866, 2007.
- [101] D. Bhattacharyya und D. P. W. Horrigan: “A Study of hole drilling in kevlar composites”, *Composites Science and Technology*, Band 58, Seite 267–283, 1998.

- [102] N. Feito et al.: “Numerical prediction of delamination in CFRP drilling”,  
*Composite Structures*, Band 108, Seite 677–683, 2014.
- [103] F. Klocke und W. König: “Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren”,  
Springer-Verlag: 8. Auflage, 2008.
- [104] O. Kienzle: “Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen”, *VDI-Z: Integrierte Produktion*, Band 94, Seite 299–305, 1952.
- [105] H. Victor: “Beitrag zur Kenntnis der Schnittkräfte beim Drehen, Hobeln und Bohren”,  
*Dissertation*, TH Hannover, 1956.
- [106] H. Ernst und M. E. Merchant: “Chip formation, friction and high-quality machined surfaces”,  
*Surface Treatment of Metals*, Band 29, Seite 299–378, 1941.
- [107] N. I. H. Takeyama: “Machinability of Glassfiber Reinforced Plastics and Application of Ultrasonic Machining”, *CIRP Annals*, Band 37, Heft 1, Seite 93–96, 1988.
- [108] N. Bhatnagar et al.: “On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates”,  
*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 35, Seite 701–716, 1988.
- [109] L. C. Zhang, H. J. Zhang und X. M. Wang: “A force prediction model for cutting unidirectional fibre-reinforced plastics”, *Machining Science and Technology*, Band 5, Heft 3, Seite 293–305, 2001.
- [110] M.-B. Lazar: “Cutting Force Modelling for Drilling of Fiber-Reinforced Composites”,  
*Dissertation*, EPFL (Lausanne), 2012.
- [111] L. Witte: “Spezifische Zerspankräfte beim Drehen und Bohren”, *Dissertation*, TH Aachen, 1980.
- [112] C. Salomon: “Die Fräsarbeit”, *Werkstattstechnik*, Band 20, Heft 15, Seite 469–474, 1926.
- [113] C. Salomon: “Zur Theorie des Fräsvorgangs”,  
*VDI-Z: Integrierte Produktion*, Band 72, Heft 45, Seite 1619–1624, 1928.
- [114] G. Spur: “Handbuch der Fertigungstechnik”, Hanser-Verlag, 1979.
- [115] H. K. Tönshoff und B. Denkena: “Spanen: Grundlagen”, Springer-Verlag: 2. Auflage, 2004.
- [116] H. K. Tönshoff: “Werkzeugmaschinen: Grundlagen”, Springer-Verlag, 1995.
- [117] G. Spur: “Beitrag zur Schnittkraftmessung beim Bohren mit Spiralbohrern unter Berücksichtigung der Radialkräfte”, *Dissertation*, TH Braunschweig, 1961.
- [118] W. Degner, H. Lutze und E. Smejkal: “Spanende Formung: Theorie, Berechnung, Richtwerte”,  
Hanser-Verlag: 17. Auflage, 2015.
- [119] W. A. König, K. Essel und L. Witte: “Specific cutting force data for metal-cutting”,  
*Tabellenwerk*, Stahleisen, 1982.
- [120] D. H. Wang, M. Ramulu und D. Arola: “Orthogonal Cutting Mechanisms of Graphite/Epoxy Composite: Part 2: Multi-Directional Laminate”,  
*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 35, Heft 12, Seite 1639–1648, 1995.
- [121] H.Y. Puw und H. Hocheng: “Milling force prediction for fiber reinforced plastics”,  
*Machining of composite materials II: Proceedings of ASM Materials Congress*, Seite 97–108, 1993.

- [122] J. S. Ahmad und R. Yadav: “Model for predicting cutting forces in machining CFRP”, *IJMPT*, Band 32, Heft 2-3, Seite 152-167, 2008.
- [123] D. Kalla, J. Sheikh-Ahmad und J. Twomey: “Prediction of cutting forces in helical end milling fiber reinforced polymers”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 50, Heft 10, Seite 882–891, 2010.
- [124] Y. Karpap, O. Bahtiyar und B. Değer: “Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 56, Seite 79–93, 2012.
- [125] Y. Karpap und N. Polat: “Mechanistic force modeling for milling of carbon fiber reinforced polymers with double helix tools”, *CIRP Annals*, Band 62, Heft 1, Seite 95–98, 2013.
- [126] T. L. Schmitz und K. S. Smith: “Machining Dynamics: Frequency Response to Improved Productivity”, Springer-Verlag: 1. Auflage, 2009.
- [127] Y. Altintas: “Manufacturing Automation”, Cambridge University Press: 2. Auflage, 2012.
- [128] Y. Karpap et al.: “A mechanistic approach to investigate drilling of UD-CFRP laminates with PCD drills”, *CIRP Annals*, Band 63, Heft 1, Seite 81–84, 2014.
- [129] A. Langella, L. Nele und A. Maio: “A torque and thrust prediction model for drilling of composite materials”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Band 36, Heft 1, Seite 83–93, 2005.
- [130] M. Pirtini und I. Lazoglu: “Forces and hole quality in drilling”. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 45, Heft 11, Seite 1271–1281, 2005.
- [131] A. P. Singh, M. Sharma und I. Singh: “A review of modeling and control during drilling of fiber reinforced plastic composites”, *Composites Part B: Engineering*, Band 47, Seite 118–125, 2013.
- [132] H. Li et al.: “An energy-based force prediction method for UD-CFRP orthogonal machining”, *Composite Structures*, Band 159, Seite 34–43, 2017.
- [133] F. Kahwash, I. Shyha und A. Maheri: “Modelling of Cutting Fibrous Composite Materials: Current Practice”, *Procedia CIRP*, Band 28, Seite 52–57, 2015.
- [134] S. M. Twardy: “Funktionsgerechte Fertigung von Mikroumformwerkzeugen durch Mikrofräsen”, *Dissertation*, Universität Bremen, 2014.
- [135] F. F. Mahr: “Modellbasierte Prozessoptimierung für das Mikrofräsen”, *Dissertation*, TU Berlin, 2016.
- [136] F. J. Quito: “Fertigung von Strukturen durch Mikrofräsen”, *Dissertation*, TH Aachen, 2013.
- [137] P. Albrecht: “New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting”, *Journal of Engineering for Industry*, Band 82, Heft 4, Seite 348-357, 1960.
- [138] C. Schütte und F. Dose: “Wirtschaftliche und prozessichere Bohrbearbeitung von CFK”, *Light-weight Design*, Band 2, Seite 50–57, 2011.

- [139] P. Kahnis: “Analyse von Grösseneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich”, *Dissertation*, TU Dortmund, 2008.
- [140] J. Kotschenreuther: “Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung auf den Bereich der Mikrobearbeitung”, *Dissertation*, Universität Karlsruhe, 2008.
- [141] E. Brinksmeier, O. Riemer und S. Twardy: “Manufacturing of Micro Molds for Replication Processes”, *Proceedings of the 3rd CIRP Conference on High Performance Cutting*, Seite 59–68, 2008.
- [142] T. Moriwaki: “Experimental Analysis of Ultraprecision Machining”, *International Journal - Japan Society for Precision Engineering*, Band 29, Heft 4, Seite 287–290, 1995.
- [143] J. Chae, S. S. Park und T. Freiheit: “Investigation of micro-cutting operations”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 46, Heft 3-4, Seite 313–332, 2006.
- [144] N. P. L'Vov: “Determining the minimum possible Chip-Thickness”, *Machines & Tooling*, Band 40, Heft 4, Seite 45–46, 1968.
- [145] M. P. Vogler, R. E. DeVor und S. G. Kapoor: “On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part I: Surface Generation”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 126, Heft 4, Seite 685–694, 2004.
- [146] Z. J. Yuan, M. Zhou und S. Dong: “Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 62, Heft 4, Seite 327–330, 1996.
- [147] F. Klocke, K. Gerschwiler und M. Abouridouane: “Size effects of micro drilling in steel”, *Production Engineering - Research Development*, Band 3, Heft 1, Seite 69–72, 2009.
- [148] R. S. Anand, K. Patra und M. Steiner: “Size effects in micro drilling of carbon fiber reinforced plastic composite”, *Production Engineering - Research Development*, Band, Heft 3, Seite 301–307, 2014.
- [149] G. Bissacco, H. N. Hansen und J. Slunsky: “Modelling the cutting-edge radius size effect for force prediction in micro milling”, *CIRP Annals*, Band 57, Heft 1, Seite 113–116, 2008.
- [150] W. Y. Bao und I. N. Tansel: “Modeling micro-end-milling operations. Part I: Analytical cutting force model”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band. 40, Heft. 15, Seite. 2155–2173, 2000.
- [151] M. E. Abdelmoneim und R. F. Scrutton: “Tool Edge Roundness and Stable Build-Up Formation in Finish Machining”, *Journal of Engineering for Industry*, Band 96, Heft 4, Seite 1258, 1974.
- [152] H. U. Lee, D.-W. Cho und K. F. Ehmann: “A Mechanistic Model of Cutting Forces in Micro-End-Milling With Cutting-Condition-Independent Cutting Force Coefficients”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 130, Heft 3, 9 Seiten, 2008.
- [153] S. Rao und M. S. Shunmugam: “Analytical modeling of micro end-milling forces with edge radius and material strengthening effects”, *Machining Science and Technology*, Band 16, Heft 2, Seite 205–227, 2012.
- [154] M. P. Vogler, S. G. Kapoor und R. E. DeVor: “On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling, Part II: Cutting Force Prediction”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 126, Heft 4, Seite 695–705, 2004.

- [155] J. Manjunathaiah: “Analysis and a new model for the orthogonal machining process in the presence of edge-radiused (non-sharp) tools”, *Dissertation*, University of Michigan, 1998.
- [156] J. Manjunathaiah und W. J. Endres: “A New Model and Analysis of Orthogonal Machining with an Edge-Radiused Tool”,  
*Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band. 122, Heft 3, Seite 384-390, 2000.
- [157] L. Zhou et al.: “Analytical modeling and experimental validation of micro end-milling cutting forces considering edge radius and material strengthening effects”,  
*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 97, Seite 29–41, 2015.
- [158] T. Aoyama und Y. Kakinuma: “Development of Fixture Devices for Thin and Compliant Workpieces”, *CIRP Annals*, Band 54, Heft 1, Seite 325–328, 2005.
- [159] L. D. Delport, P. J. T. Conradie und G. A. Oosthuizen: “Suitable Clamping Method for Milling of Thin-walled Ti6Al4V Components”, *Procedia Manufacturing*, Band 8, seite 338–344, 2017.
- [160] L. T. Nguyen und H.-C. Möhring: “Stiffness and Damping Properties of a Swing Clamp: Model and Experiment”, *Procedia CIRP*, Band 58, seite 299–304, 2017.
- [161] E. Capello: “Workpiece damping and its effect on delamination damage in drilling thin composite laminates”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 148, Heft 2, Seite 186–195, 2004.
- [162] K. Kolluru und D. Axinte: “Coupled interaction of dynamic responses of tool and workpiece in thin wall milling”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 213, Heft 9, Seite 1565–1574, 2013.
- [163] K. Kolluru, D. Axinte und A. Becker: “A solution for minimising vibrations in milling of thin walled casings by applying dampers to workpiece surface”,  
*CIRP Annals*, Band 62, Heft 1, Seite 415–418, 2013.
- [164] E. Uhlmann et al.: “Labile Werkstückaufspannung beim Bohren: Einfluss der Spannsituation beim Bohren schwingungsbelasteter Bauteile”,  
*VDI-Z Integrierte Produktion*, Band 156, Heft 1-2, Seite 48–50, 2014.
- [165] L. Heberger et al.: “Qualitätssteigerung von Bohrungen in Faserkunststoffverbunden: Untersuchung des Einflusses verschiedener Einspannstrategien”,  
*wt Werkstattstechnik online*, Band 7-8, Seite 501–507, 2015.
- [166] A. Dogrusadik und A. Kentli: “Comparative assessment of support plates’ influences on delamination damage in micro-drilling of CFRP laminates”,  
*Composite Structures*, Band 173, Seite 156–167, 2017.
- [167] F. Lissek, J.-P. Bergmann, M. Kaufeld: “Aufs Abstützen kommt es an: Bearbeitungskriterien für die Zerspanung labiler CFK-Strukturen”, *Werkstatt und Betrieb*, Band 12, Seite 36–40, 2013.
- [168] R. Eisseler et al.: “Bohren von CFK: Einfluss der Werkstückeinspannung”,  
*Vortrag*, 3. IfW-Tagung, Stuttgart, 22.10.2013.
- [169] H. Marcus: “Die Theorie elastischer Gewebe und ihre Anwendung auf die Berechnung biegsamer Platten unt. bes. Berücks. der trägerlosen Pilzdecken”, Springer-Verlag: 2. Auflage, 1932.



- [170] K. Stiglat und H. Wippel: “Platten: Plattenstreifen, punktgestützte Platten, zwei-, drei- und vierseitig gestützte Platten, elastisch gestützte Platten, Dreieckplatten, Kreisplatten, drillweiche Platten, Platten mit unterbrochener Stützung, Platten auf elastischer Bettung”, Ernst-Verlag: 2. Auflage, 1973.
- [171] B. Luo et al: “Effect of workpiece stiffness on thrust force and delamination in drilling thin composite laminates”, *Journal of Composite Materials*, Band 50, Heft 5, Seite 617–625, 2015.
- [172] M.-B. Lazar und P. Xirouchakis: “Mechanical load distribution along the main cutting edges in drilling”, *Journal of Materials Processing Technology*, Band 213, Heft 2, Seite 245–260, 2013.
- [173] F. Lissek, J.-P. Bergmann, M. Kaufeld: “Machining of CFRP: Drilling and milling of unstable work pieces”, *Tagungsband: 58<sup>th</sup> Scientific Colloquium Ilmenau*, 2014.
- [174] D. N. Betts et al.: “Characterisation and modelling of the cured shapes of arbitrary layup bistable composite laminates”, *Composite Structures*, Band 92, Heft 7, Seite 1694–1700, 2010.
- [175] C. R. Bowen et al.: “Modeling and characterization of piezoelectrically actuated bistable composites”, *IEEE transactions on ultrasonics, ferroelectrics, and frequency control*, Band 58, Heft 9, Seite 1737–1750, 2011.
- [176] G. H. Erçin et al.: “Size effects on the tensile and compressive failure of notched composite laminates”, *Composite Structures*, Band 96, Seite 736–744, 2013.
- [177] Hexcel Corporation: “Hexply UD/M21/35%/194/T800S”, *Technisches Materialdatenblatt*, 2010.
- [178] R.F. Teixeira, S.T. Pinho und P. Robinson: “Translaminar ply fracture toughness of advanced composites”, *Proceedings of 18th International Conference on Composite Materials*, 2011.
- [179] M. Schmid et al.: “Fiber Cracker - DE 10 2010 012 963 A1”, *Patentanmeldung*, 2010.
- [180] H. A. Stuart und G. Klages: “Kurzes Lehrbuch der Physik”, Springer-Verlag: 19. Auflage, 2010.
- [181] C. Gerthsen und D. Meschede: “Gerthsen Physik”, Springer-Verlag: 24. Auflage, 2010.
- [182] Firehole Composites und IDES: “Composite T800/M21 Unidirectional Prepreg”, *Datenbankeintrag*, Zugriff am 14.10.2014.

## Betreuung studentischer Arbeiten

Nachfolgende Projekt- und Abschlussarbeiten von Studierenden der Technischen Hochschule Ulm sind während der Promotionszeit unter Anleitung und (Mit-)Betreuung durch den Doktoranden entstanden. Die Ergebnisse dieser Arbeiten sind teilweise in die Dissertation mit eingeflossen. Sofern wesentliche Inhalte übernommen wurden, sind diese entsprechend kenntlich gemacht.

- [183] A. Hemerling: “Analogien aus der Oberflächenmesstechnik zur Schädigungsquantifizierung bei der spanenden Bearbeitung von CFK und beim Wasserstrahlschneiden”, *Bachelor-Abschlussarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Mechatronik und Medizintechnik, 2015
- [184] F. Reck: “Entwurf eines Prüfprozesses zur Beurteilung bearbeitungsinduzierter Schädigung beim Bohren von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen in Abhängigkeit von der Werkstücknachgiebigkeit”, *Bachelor-Abschlussarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik, 2016
- [185] J. Spengler: “Bewertung von Messmethoden zur Charakterisierung der labilen Bearbeitung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe”, *Bachelor-Studienarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik, 2016
- [186] M. Munk: “Einfluss des Verschleißes von Bohrwerkzeugen auf die Bearbeitungsqualität von CFK bei einer stabilen Einspannung”, *Bachelor-Abschlussarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik, 2014
- [187] J. Keller und M. Görz: „Modellierung der Werkstückdynamik nachgiebiger CFK-Strukturen bei der spanenden Bearbeitung“, *Maser-Projektarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik, 2017
- [188] T. Zwisele: “Auswirkungen der Spannsituation auf die spanende Bearbeitung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe”, *Bachelor-Abschlussarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Mechatronik und Medizintechnik, 2014
- [189] M. Lipple: “Ergänzung des Schnittkraftmodells nach Kienzle zur Auslegung der Bohrbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter Variation der Werkstücknachgiebigkeit”, *Bachelor-Abschlussarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Mechatronik und Medizintechnik, 2016
- [190] C. Maucher und F. Scheffold: “Modellierung der Schädigungsentstehung bei der Bohrbearbeitung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe mittels Finite Elemente”, *Master-Projektarbeit*, Technische Hochschule Ulm, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik, 2018